



Universidad
Carlos III de Madrid
www.uc3m.es

TESIS DOCTORAL

ANÁLISIS TERMOMECAÁNICO DEL PROCESO DE TALADRADO EN SECO DE LA ALEACIÓN DE TITANIO-Ti6Al4V: DAÑO TÉRMICO EN EL MATERIAL

Autor: Jesús Alberto De La Cruz Hernández

Director: Prof. Dr. D. José Luis Cantero Guisandez

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA MECÁNICA

Leganés, Julio 2015

TESIS DOCTORAL

ANÁLISIS TERMOMECAÁNICO DEL PROCESO DE TALADRADO EN SECO DE LA ALEACIÓN DE TITANIO Ti6Al4V: DAÑO TÉRMICO EN EL MATERIAL.

Autor: Jesús Alberto De La Cruz Hernández

Director: José Luis Cantero Guisández

Firma del Tribunal Calificador:

Firma

Presidente:

Vocal:

Secretario:

Calificación:

Leganés, a de de 2015.

DEDICATORIA

A Dios, por darme el don de la vida y darme salud en estos años.

A mis padres, Jesús (QEPD) y Gladys, por el apoyo incondicional y por guiarme con sus enseñanzas desde la primera etapa de mi vida.

A mi esposa Crismary, por ser la protagonista de mis sueños y compartir grandes momentos de alegrías.

A mi Hijo hijo Carlos Alberto, por darme su amor incondicional y ser el motivo de seguir hacia adelante cada día.

A mis hermanos, Yhan y Carol, por cuidar de mis padres en mis ausencias y por su apoyo incondicional.

A mi familia biológica, no biológica y mi comunidad, por su apoyo y estar siempre en los momentos especiales de mi vida.

AGRADECIMIENTOS

Al Departamento de Ingeniería Mecánica de la Universidad Carlos III de Madrid. A los profesores y compañeros que han compartido estos años de trabajo y estudio.

Quisiera agradecer especialmente a José Luis Cantero y Henar, sin quienes esta tesis no hubiera sido posible, por la confianza que siempre han depositado en mí.

A mi director y tutor de Tesis José Luis Cantero, por su disposición, dedicación y paciencia en estos años de trabajo. A parte de ser mi jefe, un amigo.

A Nacari y Gustavo por el primer enlace con mi tutor y por los buenos momentos que hemos compartidos.

A todos mis compañeros del grupo FABDIS, por el apoyo recibido y por los gratos momentos en estos años.

A Fernando, Xavier, Norberto, Antonio, Miguel, Patricia, Marcos y Pepe Canteli por el apoyo prestado y por los buenos momentos pasados.

A mis grandes amigos de la familia Madrid (Gustavo, Alberto, Angel, Albert, Melisa, Vanessa, Yolmar, Sol, mimo, mimi, Naki, Brenda, Ignacio, Rafa, Yohana, Gema,...) por permitirme formar parte de ella y sentir que estoy en casa.

A mis compañeros y amigos de América y de aquí que han sido mi apoyo incondicional.

FINANCIACIÓN

El trabajo realizado en esta tesis se inscribe entre las actividades de investigación desarrolladas en el marco del proyecto CCG08-UC3M/DPI-4494 y CICYT DPI 2008-06746.

RESUMEN

Los procesos de mecanizado constituyen en la actualidad el tipo de procesos de fabricación más ampliamente difundido en el sector industrial. El taladrado es especialmente importante dentro de este conjunto, ya que es un proceso ampliamente utilizado y que frecuentemente se realiza al final del proceso de fabricación, por lo que un fallo puede representar cuantiosas pérdidas.

Las aleaciones de titanio se utilizan ampliamente en diferentes sectores industriales de elevada responsabilidad debido a propiedades como su alta resistencia específica, que se mantiene a temperaturas elevadas, y a su elevada resistencia a la corrosión. En concreto, la aleación Ti6Al4V es la más empleada, especialmente en la industria aeroespacial.

El daño térmico del material que se produce en los procesos de mecanizado de las aleaciones de titanio es muy relevante debido a su baja conductividad térmica y a la elevada reactividad del titanio a altas temperaturas.

El objetivo principal de esta Tesis es el análisis termomecánico del material en el proceso de taladrado en seco de aleación de titanio-Ti6Al4V orientado al control de la integridad superficial del componente. La acumulación de calor en el material es especialmente significativa en este tipo de procesos, lo que justifica el interés del objetivo planteado.

Para ello, se realizaron ensayos de taladrado con herramientas con dos recubrimientos, considerando diferentes parámetros de corte. Durante el proceso se determinó la evolución de la fuerza de avance, el par torsor y la temperatura en el material. Con objeto de analizar variables termomecánicas de difícil determinación experimental, se desarrolló un modelo numérico tridimensional de Elementos Finitos, reproduciendo las condiciones de corte consideradas.

A continuación se indican las principales aportaciones del trabajo realizado en el marco de esta Tesis.

- Se ha desarrollado y aplicado una metodología de ensayos de taladrado que permite determinar experimentalmente la fuerza axial, el par torsor y la temperatura en 3 posiciones cercanas a la pared del taladro.
- Se han diseñado y fabricado los utillajes específicos requeridos para el posicionamiento y fijación del material, herramienta e instrumentación. También se ha realizado la puesta a punto y verificación del sistema.
- Mediante la aplicación de la metodología experimental desarrollada se han realizado ensayos de taladrado en seco de la aleación Ti6Al4V, empleando 9 condiciones de corte y brocas helicoidales con 2 recubrimientos de herramienta TiAlN/TiN y TiN. Los resultados experimentales obtenidos presentan una gran fiabilidad y se corresponden con un amplio rango de condiciones de mecanizado.
- El análisis de los resultados experimentales obtenidos ha permitido extraer conclusiones en relación con la evolución de las fuerzas de mecanizado y el daño térmico en el material para distintos parámetros de corte y recubrimiento de broca. Por ello, suponen una aportación novedosa de interés para el conocimiento de los procesos de taladrado en seco del material Ti6Al4V.
- Se han analizado distintos aspectos relativos a la modelización tridimensional de procesos de taladrado, principalmente en relación con el mallado del material y condiciones de simulación. Estos modelos tridimensionales requieren gran cantidad de elementos y elevados tiempos de simulación debido a la elevada longitud de filo y a las grandes longitudes de mecanizado que es necesario simular para garantizar la estabilización de las variables termomecánicas. Asimismo, se ha analizado la posibilidad de partir de geometrías de pieza con pretaladrado.
- Se ha desarrollado un modelo numérico tridimensional de procesos de taladrado en seco de la aleación Ti6Al4V con broca helicoidal. El modelo ha sido validado experimentalmente obteniéndose una buena correlación en relación con las fuerzas de mecanizado. Posteriormente, se han analizado los resultados numéricos obtenidos correspondientes a distintas magnitudes termomecánicas, considerando distintas condiciones de corte.

- Se ha desarrollado una metodología que permite, a partir de los incrementos de temperatura del material debidos a la acción de los filos, determinar los correspondientes flujos de calor hacia el material producidos durante el taladrado.

ABSTRACT

Mechanical working processes are currently the type of manufacturing processes most widely diffused in the industry sector. The drilling is particularly important within this group, since it is a process extensively used and it often takes place at the end of the manufacturing process, so that a failure represents significant losses.

Titanium alloys are widely used in several industries of high responsibility due to their properties such as high specific strength, which it stays even at high temperatures; and their high corrosion resistance. In all, Ti6Al4V alloy is the most widely used, especially in the aerospace industry.

Thermal damage of the material produced in the processes of machining titanium alloys is very important due to its low thermal conductivity and high reactivity of titanium at high temperatures.

The main objective of this thesis is the thermal analysis of the material in the dry drilling process titanium alloy Ti6Al4V. The heat accumulation in the material is particularly significant in this type of process which justifies the stated objective.

Therefore, Drilling tests were done using tools with 2 coatings, employing different cutting parameters. During the drilling process was determined the feed force evolution, the torque and the material temperature. A three-dimensional finite element numerical model was developed, reproducing the cutting conditions considered for analyze variables thermomechanical that they are difficult determination experimental.

Following are the main contributions of this work done in the context of this thesis.

- It has been developed and implemented a drilling test methodology that allows determining the axial force, torque and temperatures in 3 positions near the drilling wall.

- It has been designed and manufactured specific tooling for positioning and fixing the material, tool and instrumentation. Also it has been set-up and system verification was done.
- Through the application of the experimental methodology developed; dry drilling Ti6Al4V alloy assays were performed using 9 cutting conditions and twist drills with 2 coatings TiAlN / TiN and TiN. The experimental results show high reliability and correspond to a wide range of machining conditions.
- The analysis of the experimental results has allowed conclusions regarding the evolution of the machining forces and thermal damage to the material for different cutting parameters and coating drill. Therefore, it represent a novel contribution of interest for the understanding the dry drilling processes in Ti6Al4V.
- It has been analyzed the three-dimensional modeling drilling processes in different aspects, mainly regarding the mesh material and simulation conditions. Requiring many elements and high simulation times because the high edge length and machining long lengths. They must be simulated to ensure the stabilization of the thermomechanical variables. It has also been analyzed the possibility of start the workpiece geometry with predrilled.
- A three-dimensional numerical model of dry drilling processes of Ti6Al4V alloy has been developed with twist drill. The model has been validated experimentally obtaining a good correlation regarding machining forces. Therefore, the numerical results were analyzed corresponding to different magnitudes thermomechanical considering different cutting conditions.
- It has been developed a methodology that allows, from the material temperature increases due to the action of the edges, determine the corresponding flows of heat to the material during drilling.

INDICE

Dedicatoria

Agradecimientos

Financiación

Resumen

Abstract

CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN	27
1.1 MARCO DE LA TESIS Y OBJETIVOS.	27
1.2 ESTRUCTURA DE LA TESIS.	30
1.3 PROCESOS DE TALADRADO DE Ti6Al4V	31
1.3.1 Procesos de Conformado por Mecanizado: Taladrado	31
1.3.2 Corte ortogonal y oblicuo.	32
1.3.3 Principales zonas en los procesos de formación de viruta.	34
1.3.3.1 Zona primaria:	34
1.3.3.2 Zona Secundaria:	34
1.3.3.3 Zona Terciaria:	35
1.3.3.4 Virutas continuas.	35
1.3.3.5 Virutas discontinuas.	36
1.3.3.6 Virutas segmentadas.	36
1.3.4 La Temperatura en el proceso de corte.	36
1.3.5 Fuerzas de Corte	39
1.3.6 Teorías de Corte.	42
1.3.6.1 Deslizamiento y adhesión como condiciones de fricción.	44
1.4 PROCESOS DE TALADRADO.	46
1.4.1 Velocidad de corte nominal (V_c)	46
1.4.2 Espesor de viruta (a)	48
1.5 MODELIZACIÓN NUMÉRICA DE PROCESOS DE MECANIZADO BASADA EN EL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS.	49

1.5.1	Modelización Numérica 3D: DEFORM3D TM v.6.1 -----	51
1.5.2	Preprocesado: Parámetros generales del proceso de corte. -----	52
1.5.3	Procesado: Solución. -----	54
1.5.4	Post-procesado: -----	56
1.6	ESTADO DEL ARTE -----	57
1.6.1	Aleaciones de titanio. -----	57
1.6.2	Mecanizado de la aleación del Ti6Al4V.-----	60
1.6.3	Modelización numérica de procesos de mecanizado. -----	63
1.6.4	Modelización numérica de procesos de taladrado -----	65
CAPÍTULO 2: TRABAJO EXPERIMENTAL -----		69
2.1	DESCRIPCIÓN DE ENSAYOS -----	70
2.1.1	Material taladrado.-----	70
2.1.2	Herramienta de corte. -----	71
2.1.3	Condiciones de Corte.-----	72
2.2	FUERZAS AXIALES Y PAR TORSOR. -----	73
2.2.1	Sistema de Medidas de fuerzas y par torsor.-----	74
2.2.1.1	Dinamómetro rotativo. -----	74
2.2.1.2	Acondicionamiento y adquisición de datos:-----	75
2.2.2	Resultados de fuerza axial y par torsor. -----	77
2.3	TEMPERATURA EN EL MATERIAL. -----	80
2.3.1	Sistema de medidas de temperatura. -----	81
2.3.2	Posicionamiento de los termopares.-----	81
2.3.3	Resultados de temperatura. -----	84
2.4	CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO. -----	89
CAPÍTULO 3: MODELIZACIÓN NUMÉRICA. -----		95
3.1	GEOMETRÍA DE LA PIEZA Y DE LA HERRAMIENTA. -----	96

3.2	CARACTERÍSTICAS DEL MATERIAL DE LA PIEZA Y DE LA HERRAMIENTA. -----	97
3.2.1	Material de la pieza: -----	97
3.2.2	Material de la herramienta -----	104
3.3	CONDICIONES DE CONTORNO DEL MATERIAL Y LA HERRAMIENTA. 105	
3.4	CONDICIÓN DE CONTACTO ENTRE EL MATERIAL Y LA HERRAMIENTA. -----	107
3.5	CONDICIONES DE SIMULACIÓN. -----	108
3.6	DEFINICIÓN DEL MALLADO EN LA PIEZA Y HERRAMIENTA. -----	108
3.6.1	Mallado de la herramienta: -----	109
3.6.2	Mallado de la pieza: -----	110
3.6.3	Análisis comparativo de los resultados obtenidos con densidad de mallado homogénea en la zona de corte.-----	115
3.6.3.1	Evolución de la fuerza axial.-----	115
3.6.3.2	Evolución del par torsor. -----	116
3.6.3.3	Evolución de la temperatura máxima en el material. -----	116
3.6.3.4	Mapas térmicos en la pieza.-----	117
3.6.4	Análisis comparativo de los resultados obtenidos con densidad de mallado variable en la zona de corte.-----	118
3.6.4.1	Análisis del coste computacional de simulación. -----	120
3.6.4.2	Morfología de la viruta.-----	121
3.6.4.3	Evolución de la fuerza axial. -----	122
3.6.4.4	Evolución del par torsor. -----	122
3.6.4.5	Evolución de la temperatura máxima en el material. -----	123
3.6.4.6	Distribución térmica en el material en profundidad. -----	124
3.7	MODELO NUMÉRICO CON PRETALADRADO.-----	127
3.8	VALIDACIÓN DEL MODELO SIN PRETALADRADO.-----	131

3.9	FUERZA AXIAL Y PAR TORSOR. -----	134
3.10	ANÁLISIS TÉRMICO. -----	135
3.10.1	Temperatura máxima en la herramienta. -----	135
3.10.2	Temperatura máxima en el material. -----	136
3.10.3	Distribución térmica en el material. -----	139
3.11	FLUJO DE CALOR HACIA LA PIEZA DEBIDO A LA ACCIÓN DE LOS FILOS: 142	
3.11.1	Metodología para la determinación del flujo de calor. -----	143
3.11.2	Estabilización del flujo de calor hacia el material. -----	154
3.11.3	Determinación del flujo de calor hacia el material. -----	157
3.12	CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO. -----	158
CAPÍTULO 4: CONCLUSIONES Y LÍNEAS DE TRABAJO FUTURAS. -----		163
4.1	CONCLUSIONES Y APORTACIONES ORIGINALES: -----	163
4.2	LÍNEAS DE TRABAJO FUTURO: -----	172
4.3	PUBLICACIONES EN CONGRESOS Y REVISTAS. -----	173
4.4	REFERENCIAS. -----	174

INDICE DE FIGURAS

<i>Fig. 1.1 Diferentes tipos de broca. Fuente: http://www.guhring.co.uk/</i>	31
<i>Fig. 1.2 Corte ortogonal y oblicuo.</i>	32
<i>Fig. 1.3 Ángulos de corte</i>	33
<i>Fig. 1.4 Zonas en el proceso de cizalladura</i>	34
<i>Fig. 1.5 Tipos de virutas (Trent y Whright, 2000): (a) viruta continua, (b) segmentada y (c) discontinua.</i>	36
<i>Fig. 1.6 Distribución típica de la temperatura en la zona de corte. (Kalpakjian et al 2002)</i>	37
<i>Fig. 1.7 Balance de calor en función de la velocidad de corte. (Kalpakjian et al 2002)</i>	39
<i>Fig. 1.8 Fuerzas en el corte ortogonal</i>	40
<i>Fig. 1.9 Comparativa de las diversas teorías de corte (Merchant, 1945)</i>	43
<i>Fig. 1.10 Contacto entre dos superficie</i>	44
<i>Fig. 1.11 Ley de Zorev (Wallace et al, 1964)</i>	46
<i>Fig. 1.12 Geometría típica de una broca helicoidal y variación de la velocidad de corte a lo largo del filo principal de la broca. (L. De lacalle, 2004)</i>	47
<i>Fig. 1.13 Espesor de viruta en una operación de taladrado.</i>	48
<i>Fig. 1.14 Simulación de componentes utilizando elementos finitos.</i>	49
<i>Fig. 1.15 Diagrama de flujo del programa.</i>	51
<i>Fig. 1.16 Ventana general de deform3DTM v.6.1 con sus tres partes básicas: pre-procesador, simulación y post-procesador.</i>	52
<i>Fig. 1.17 Ventana de controles de la simulación principal.</i>	53
<i>Fig. 1.18 Ventana de controles de la simulación: datos relativos a los pasos de la simulación.</i>	54
<i>Fig. 1.19 Pantalla para generar la base de datos de la simulación</i>	55
<i>Fig. 1.20 Simulación trabajando.</i>	56
<i>Fig. 1.21 Pantalla de Post-procesado</i>	57
<i>Fig. 1.22 Titanio y sus aplicaciones. Fuente: ahombrosdeatlás, tecnolowikia, biotecnología, faulenbach-gmbh.d, portaleso</i>	58
<i>Fig. 1.23 Formación de viruta segmentada en el corte con herramienta de ángulo de desprendimiento positivo. (L de Lacalle, 2004)</i>	61

<i>Fig. 1.24. Corte de filo de la broca, donde se aplican los modelos de corte ortogonal.</i>	66
<i>Fig. 2 Centro de Mecanizado Kondia B-500.</i>	69
<i>Fig.2.1 Características de broca con recubrimiento: a) TiN y b) TiAlN/TiN (fuente: catalogo Guhring)</i>	72
<i>Fig.2.2 Dinamómetro rotativo Kistler Modelo 9123C (Fuente: Kisler).</i>	75
<i>Fig.2.3 Tarjeta de adquisición de datos (fuente: www.directindustry.es)</i>	76
<i>Fig.2.4 Amplificador 5070 y PC (Fuente: Kistler)</i>	76
<i>Figura 2.5 Evolución de la fuerza axial y el par torsor durante los ensayos correspondientes a brocas con recubrimiento TiN y TiAlN/TiN para una velocidad de corte 30 m/min y avance 0.07 mm/rev.</i>	78
<i>Fig. 2.6 Fuerza axial y par torsor iniciales correspondientes a la acción de la punta de la broca con recubrimiento TiAlN/TiN.</i>	78
<i>Fig. 2.7 Fuerza axial y par torsor iniciales correspondiente a la acción de la punta de la broca con recubrimiento TiN.</i>	78
<i>Figura 2.8 Incremento del par torsor debido a la interacción Broca-Pared obtenida para las brocas con recubrimiento TiN y TiAlN/TiN para una velocidad de corte a) 30m/min, b)50 m/min y c) 70 m/min.</i>	80
<i>Fig.2.9 Esquema de un termopar tipo K (Fuente: Thermocoax)</i>	81
<i>Fig.2.10 Soporte para las probetas de Ti6Al4V.</i>	82
<i>Fig.2.11 Termopares, sistema de sujeción y empuje.</i>	83
<i>Fig.2.12. Taladros para el posicionamiento de los termopares en el material.</i>	83
<i>Fig. 3.1 Geometría de la broca.</i>	97
<i>Fig. 3.2 Propiedades del material</i>	98
<i>Fig. 3.3 Grafica de tensión y deformación para la temperatura de 300°C y diferentes velocidades de deformación.</i>	99
<i>Fig. 3.4 Grafica de tensión y deformación para la velocidad de deformación 1000 s-1 y las diferentes temperaturas definidas.</i>	100
<i>Fig. 3.5 Definición de la conductividad térmica (N/s/°C) en función de la temperatura (°C).</i>	103
<i>Fig. 3.6 Definición capacidad calorífica (N/mm2/°C): en función de la temperatura (°C)</i>	103
<i>Fig. 3.7 Condiciones de movimiento impuestas en la pieza.</i>	105
<i>Fig. 3.8 Condiciones de Contorno térmicas.</i>	106

<i>Fig.3.9 Condiciones del proceso para definir la relación entre la pieza y herramienta incluyendo, fricción y transferencia de calor. -----</i>	<i>107</i>
<i>Fig. 3.10 Condiciones de mallado para la herramienta. -----</i>	<i>110</i>
<i>Fig. 3.11 Posición de las ventanas de mallado en la pieza. -----</i>	<i>111</i>
<i>Fig. 3.12. Mallado elementos 0,07mm Fig. 3.13 Mallado elementos 0,128 mm</i>	<i>113</i>
<i>Fig. 3.14 Mallado Elementos 0,3 mm-----</i>	<i>113</i>
<i>Fig. 3.15 Mallado Elementos 0.02mm a 0,128mm -----</i>	<i>114</i>
<i>Fig.3.16 Detalle mallado zona deformación de viruta. -----</i>	<i>114</i>
<i>Fig. 3.17 Evolución de la fuerza axial con respecto a la profundidad de taladrado para los modelos con mallado homogéneo.. -----</i>	<i>115</i>
<i>Fig. 3.18 Evolución del par torsor con respecto a la profundidad de taladrado para los modelos con mallado homogéneo. -----</i>	<i>116</i>
<i>Fig. 3.19 Evolución de la temperatura máxima en el material para diferentes densidades de malla homogéneas.-----</i>	<i>117</i>
<i>Fig. 3.20 Mapas térmicos correspondientes al fondo del taladro para los mallados con tamaño de elementos 0.07, 0.128 y 0.3 mm (profundidad de taladrado 0,9mm). -----</i>	<i>118</i>
<i>Fig. 3.21 Número de pasos de la simulación del taladrado desde la profundidad 0,4mm para los 3 mallados considerados. -----</i>	<i>120</i>
<i>Fig. 3.22 Morfología de la viruta obtenida con los mallados: a) Variable 0,02-0,128mm; b) Variable 0,02-0,3 mm y c) Homogéneo 0,07 mm. -----</i>	<i>122</i>
<i>Fig. 3.23 Evolución de la fuerza (Z) para los 2 mallados con densidad variable en la zona de corte y el mallado homogéneo con elementos de 0,07mm -----</i>	<i>122</i>
<i>Fig. 3.24 Evolución del par torsor para los 2 mallados con densidad variable en la zona de corte y el mallado homogéneo con elementos de 0,07mm.-----</i>	<i>123</i>
<i>Fig. 3.25 Evolución de la Temperatura para los 2 mallados con densidad variable en la zona de corte y el mallado homogéneo con elementos de 0,07mm. -----</i>	<i>124</i>
<i>Fig. 3.26 Distribución térmica en el taladrado.-----</i>	<i>125</i>
<i>Fig. 3.27 Evolución de temperatura en profundidad correspondiente al eje de la broca para los 2 mallados-----</i>	<i>125</i>
<i>Fig. 3.28 Evolución de temperatura en dirección radial desde la punta de la broca para los dos mallado.-----</i>	<i>126</i>
<i>Fig. 3.29 Evolución de temperatura en dirección radial desde la pared del taladro de la broca para los dos mallados. -----</i>	<i>126</i>

<i>Fig. 3.30 Evolución de temperatura en dirección axial desde la pared del taladrado en la dirección axial. -----</i>	<i>127</i>
<i>Fig. 3.31 Pieza pretaladrada -----</i>	<i>128</i>
<i>Fig. 3.32 Morfología de viruta en el modelo con pretaladrado correspondiente a ---</i>	<i>129</i>
<i>$V_c = 70 \text{ m/min}$ y $a = 0.1 \text{ mm/rev}$-----</i>	<i>129</i>
<i>Fig. 3.33 Par torsor experimental y numérico correspondiente al modelo con pretaladrado.-----</i>	<i>130</i>
<i>Fig. 3.34 Distribución térmica en el material y evolución de temperatura en la pared del taladro.-----</i>	<i>131</i>
<i>Fig. 3.35 Fuerzas axial específica experimental y numérica. -----</i>	<i>132</i>
<i>Fig. 3.36 Par torsor experimental y numérico. -----</i>	<i>133</i>
<i>Fig. 3.37 Evolución de la fuerza axial obtenida a partir del modelo numérico sin pretaladrado.-----</i>	<i>134</i>
<i>Fig. 3.38 Evolución del par torsor obtenido a partir del modelo numérico sin pretaladrado.-----</i>	<i>135</i>
<i>Fig. 3.39 Evolución Temperatura en la herramienta para velocidad de corte 50 m/min y un avance de $0,1 \text{ mm/rev}$. -----</i>	<i>136</i>
<i>Fig. 3.40 Distribución térmica en el fondo del taladro correspondiente a $V_c = 70 \text{ m/min}$ y $a = 0,1 \text{ mm/rev}$. -----</i>	<i>137</i>
<i>Fig. 3.41 Distribución térmica en el material correspondiente a: (a) Sección por un plano que contiene al filo principal, (b) Sección por un plano que forma 15° con la posición del filo principal y (c) Sección por un plano que forma 60° con el filo principal. -----</i>	<i>138</i>
<i>Fig. 3.42 Evolución de-----</i>	<i>138</i>
<i>la temperatura máxima en el material para las condiciones de corte: 50 m/min y $0,1 \text{ mm/rev}$. -----</i>	<i>138</i>
<i>Fig. 3.43 Evolución de la temperatura máxima en el material. -----</i>	<i>139</i>
<i>Fig. 3.44 Temperatura máxima del material situado a 1 mm de la pared del taladro obtenida experimentalmente y evolución de la temperatura obtenida a partir del modelo numérico; velocidad de corte 70 m/min y avance $0,1 \text{ mm/rev}$. -----</i>	<i>141</i>
<i>Fig. 3.45 Posiciones de los filos de la punta de la broca. -----</i>	<i>144</i>
<i>Fig. 3.46 Detalle de los diferentes tramos donde se aplica calor. -----</i>	<i>145</i>
<i>Fig. 3.47 Distribución térmica correspondiente a: (a) Material del fondo del taladro; (b) Sección del material perpendicular al filo que contiene al punto central del tramo 4. -----</i>	<i>145</i>

<i>Fig. 3.48 Distribución térmica correspondiente a la pared del taladro (efecto del filo secundario de la broca).</i> -----	146
<i>Fig. 3.49 Evolución de la temperatura del material debido a la acción de la herramienta correspondiente al punto central del tramo 4 del filo.</i> -----	148
<i>Fig. 3.50 Volumen de control y definición de parámetros empleados para la determinación del flujo de calor que actúa sobre el material en los tramos 2 a 8 de los filos.</i> -----	151
<i>Fig. 3.51 Definición de parámetros empleados para la determinación del flujo de calor que actúa sobre el material en el tramo 1 de los filos.</i> -----	152
<i>Fig. 3.52 Distribución térmica del material en profundidad.</i> -----	153
<i>Fig. 3.53 Variación de temperatura en el material debida a la acción del filo correspondiente al punto central del tramo 1 de filo (tramo del filo transversal más cercano al eje de la broca).</i> -----	155
<i>Fig. 3.54 Variaciones de temperatura en el material debida a la acción del filo correspondientes a los puntos centrales de los tramos de filo: a) Tramo 2; b) Tramo 3, c) Tramo 4, d) Tramo 5, e) Tramo 6, f) Tramo 7, g) Tramo 8.</i> -----	156

INDICE DE TABLAS

<i>Tabla 1 Composición del Ti6Al4V.....</i>	<i>59</i>
<i>Tabla 2 Propiedades mecánicas del Ti6Al4V.....</i>	<i>59</i>
<i>Tabla 3 Composición del Ti6Al4V (VSMPO).....</i>	<i>70</i>
<i>Tabla 4 Parámetros de corte establecidos en los ensayos.....</i>	<i>73</i>
<i>Tabla 5 Datos Técnicos del Dinamómetro rotativo Kistler Modelo 9123C.....</i>	<i>74</i>
<i>Tabla 6 Datos Técnicos del Amplificador 5070.....</i>	<i>77</i>
<i>Tabla 7 Tablas de tensión y deformación para diferentes temperaturas y velocidad de deformación del material Ti6Al4V.</i>	<i>100</i>
<i>Tabla 8 Propiedades del material de la herramienta en el modelo.....</i>	<i>104</i>
<i>Tabla 9 Parámetros de corte para 1,5 rev. y un recorrido de 0,15 mm.....</i>	<i>129</i>
<i>Tabla 10 Errores relativos en las fuerzas axiales y par torsor.....</i>	<i>133</i>
<i>Tabla 11 Potencia calorífica que actúa sobre el material a lo largo del filo de la broca.....</i>	<i>158</i>

CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN

1.1 MARCO DE LA TESIS Y OBJETIVOS.

Los procesos de mecanizado constituyen en la actualidad el tipo de procesos de fabricación más ampliamente difundido en el sector industrial. Esto se debe, entre otras razones, a su versatilidad en la obtención de geometrías y al nivel de precisión dimensional obtenido en comparación con otros procesos (Coromant, 2003). El taladrado es especialmente importante dentro de este conjunto, ya que es un proceso muy utilizado y que frecuentemente se realiza al final del proceso de fabricación, por lo que un fallo puede representar cuantiosas pérdidas.

Las aleaciones de titanio poseen características metalúrgicas que las hacen más difíciles de mecanizar que los aceros de dureza equivalente. Estas características provocan un elevado desgaste de herramienta, contaminación de la pieza de trabajo con material de corte, así como formación de filo recocado (Ohkubo et al, 2000 y Lei et al, 2002).

La aleación de titanio-Ti6Al4V es la más ampliamente utilizada en diversos sectores y, en concreto, en la industria aeronáutica, debido a su alta resistencia específica e interesantes propiedades mecánicas, que se mantienen incluso a temperaturas elevadas (Boyer et al., 1996 y Holt et al., 1995). Se trata de un material adecuado para aplicaciones de alto rendimiento, con elevados ratios de resistencia-peso y gran resistencia a la corrosión.

En las últimas décadas se han desarrollado numerosos modelos analíticos y numéricos de procesos de taladrado que permiten predecir diversas magnitudes termomecánicas, como el par torsor, la fuerza de empuje o las temperaturas en la herramienta y el material. En muchos casos, se trata de modelos bidimensionales basados en una simplificación de las condiciones propias de los procesos de taladrado. Los resultados de esos modelos son aplicables únicamente a determinadas condiciones de formación de viruta y no permiten analizar en su totalidad las magnitudes implicadas. Los modelos tridimensionales de mecanizado ofrecen un enfoque global para el taladrado y otros procesos de corte de metales, pero requieren elevados tiempos de simulación y capacidades de cálculo. El desarrollo de los sistemas informáticos está permitiendo su mayor aplicación y actualmente son una parte fundamental en el estudio de los fenómenos implicados en los procesos de fabricación.

La eliminación del fluido de corte es una tendencia creciente en los procesos de mecanizado industriales debido principalmente a que reduce el impacto medioambiental del proceso y permite reducir en algunos casos los costes de fabricación. En general los fluidos de corte representan el 16-20% de los costes totales de fabricación. La baja conductividad de las aleaciones de titanio y su elevada reactividad a altas temperaturas hace que el taladrado de estos materiales en seco presente importantes dificultades. Diversos autores han desarrollado trabajos relacionados con estos procesos, generalmente centrados en el desgaste de la herramienta.

El daño debido al proceso de mecanizado en componentes de elevada responsabilidad puede ser inadmisibile debido al riesgo de que se produzcan fallos en servicio, por lo que debe considerarse para establecer los parámetros de corte y criterios de sustitución de la herramienta de corte. En concreto, uno de los problemas más relevantes para la eliminación del fluido de corte en los procesos de taladrado de las aleaciones de titanio es el daño térmico en el material debido al mecanizado.

En base a las consideraciones indicadas anteriormente se ha establecido como objetivo principal de esta Tesis el análisis de las variables termomecánicas implicadas en los procesos de taladrado en seco de aleación de titanio-Ti6Al4V. Este análisis se ha centrado especialmente en los efectos térmicos producidos sobre el material en estos procesos por su relevancia en relación con la integridad superficial del componente.

Para alcanzar el objetivo indicado se ha combinado un estudio experimental y numérico según la siguiente metodología de trabajo:

- *Desarrollo de una metodología experimental adecuada y realización de ensayos con diferentes recubrimientos de herramienta y diferentes parámetros de corte. En los distintos ensayos se midió la fuerza de avance, el par torsor y las temperaturas en varios puntos del material cercanos a la pared del taladro. Los resultados obtenidos permitieron determinar información relevante sobre el proceso de taladrado en distintas condiciones de corte y validar experimentalmente los modelos numéricos de taladrado.*
- *Definición de modelos numéricos tridimensionales de taladrado basados en el Método de los Elementos Finitos. Los modelos numéricos permiten predecir la evolución de magnitudes de muy difícil o imposible determinación experimental y establecer el efecto sobre las mismas de las distintas condiciones de mecanizado. Los modelos desarrollados fueron validados a partir de los resultados experimentales obtenidos en el marco de esta tesis.*
- *Los resultados obtenidos en el desarrollo de esta tesis han mostrado que los modelos numéricos tridimensionales de taladrado no permiten determinar con precisión las distribuciones térmicas en el material en posiciones alejadas de la zona de formación de viruta. Por ello, se ha definido y aplicado una metodología que permite obtener los flujos térmicos que actúan sobre el material durante el proceso a partir de los correspondientes incrementos de temperatura determinados numéricamente. Esta metodología aporta información complementaria sobre el estado térmico del material y podría aplicarse a un*

método numérico exclusivamente térmico que permitiría determinar con precisión la evolución de la distribución térmica en cualquier posición del material.

El trabajo realizado en esta tesis se inscribe entre las actividades de investigación desarrolladas por el grupo de investigación Fabricación y Diseño de Componentes Mecánicos y Biomecánicos (FABDIS) y en concreto en el marco del Proyecto financiado por la Comunidad de Madrid y la Universidad Carlos III de Madrid CCG08-UC3M/DPI-4494 y el Proyecto financiado por el Ministerio de Ciencia y Tecnología CICYT DPI 2008-06746.

1.2 ESTRUCTURA DE LA TESIS.

Este trabajo se ha estructurado en cuatro capítulos.

En el primero se incluye una breve introducción y se describen los principales objetivos desarrollados en la tesis, así como la justificación de los mismos. También, se incluye una breve introducción teórica a diversos conceptos generales de los procesos de mecanizado y se concluye con el estado del arte relacionado con el contenido de la tesis.

En el segundo capítulo se describe el trabajo experimental realizado y el análisis de los parámetros más influyentes en los procesos de taladrado considerados, incidiendo especialmente en el daño térmico producido en el material.

El tercer capítulo se centra en el desarrollo de los modelos numéricos y en su aplicación al análisis de la influencia de las condiciones de mecanizado sobre las principales variables termomecánicas.

Por último, en el cuarto capítulo se resumen las conclusiones y aportaciones obtenidas en este trabajo de Tesis Doctoral así como líneas de trabajo futuro.

1.3 PROCESOS DE TALADRADO DE Ti6Al4V

1.3.1 Procesos de Conformado por Mecanizado: Taladrado

La fabricación mediante mecanizado consiste en la obtención de las geometrías, dimensiones y naturalezas superficiales de las piezas a través de la separación de partes de material (viruta), por medios mecánicos o con herramientas de filo.

Los parámetros principales del mecanizado son:

- Velocidad de corte: Velocidad relativa entre el filo de la herramienta y la pieza en la dirección del movimiento de corte.
- Avance: Es la distancia recorrida por la herramienta en cada revolución o carrera.
- Profundidad de corte: Distancia que penetra la herramienta en la pieza.

En la operación de taladrado los únicos parámetros de corte son la velocidad de corte y el avance por revolución de la broca.

El taladrado es el proceso por el cual se obtienen, arrancando viruta mediante una broca, agujeros pasantes o ciegos en las piezas.

Existe una gran variedad de tipos de brocas como por ejemplo las brocas enterizas helicoidales o las brocas de plaquitas intercambiables. Dependiendo de la aplicación en que se vaya a usar será más indicado uno u otro tipo.



Fig. 1.1 Diferentes tipos de broca. Fuente: <http://www.guhring.co.uk/>

1.3.2 Corte ortogonal y oblicuo.

En el estudio teórico de los procesos de arranque de viruta con herramientas con filos geoméricamente definidos se consideran dos casos: (figura 1.2)

- Corte ortogonal, en el que el filo es perpendicular a la velocidad relativa de la pieza respecto de la herramienta y por tanto el flujo de viruta se da en el mismo plano que la velocidad de dicho movimiento relativo.
- Corte oblicuo, las operaciones más habituales implican el corte con el filo inclinado un cierto ángulo con respecto a la dirección del movimiento relativo entre la pieza y herramienta. Este es el caso de la mayoría de las operaciones de torneado, fresado y taladrado.

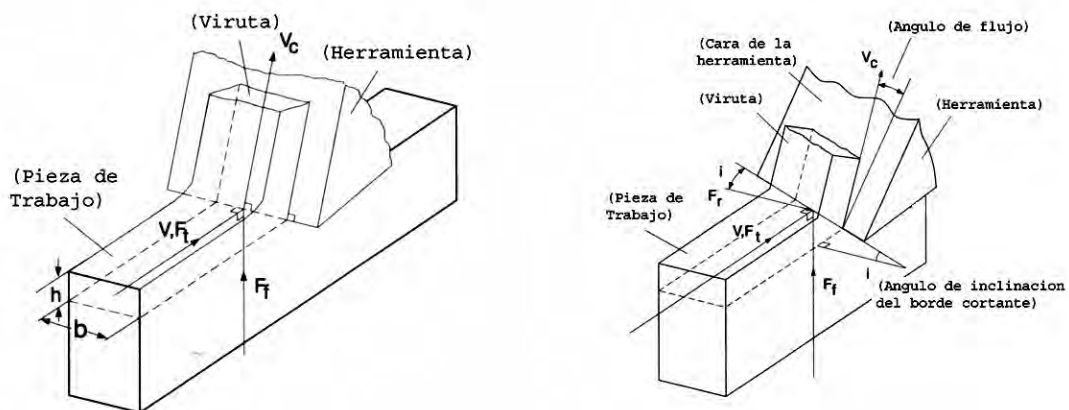


Fig. 1.2 Corte ortogonal y oblicuo.

Los elementos más importantes de las herramientas de corte ortogonal son:

- El filo o arista de corte.
- La superficie de ataque o de desprendimiento, sobre la que desliza el material desprendido.
- La superficie de incidencia que es la cara de la herramienta que queda frente a la superficie mecanizada.

Estas superficies se definen en el espacio en base a las siguientes magnitudes angulares:

- Ángulo de incidencia α , formado por la superficie de incidencia y el plano que contiene al filo y a la velocidad relativa herramienta-pieza.
- Ángulo de filo β , formado por las superficies de desprendimiento e incidencia.
- Ángulo de desprendimiento γ , formado por la superficie de desprendimiento y el plano normal a la velocidad relativa herramienta-pieza y que contiene al filo.

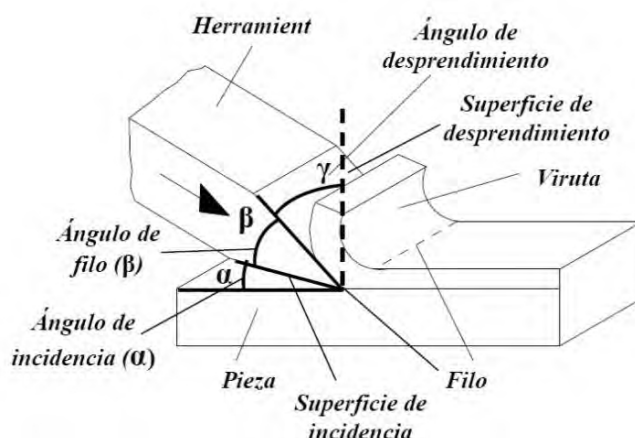


Fig. 1.3 Ángulos de corte

Los ángulos γ , β y α que se observan en la figura 1.3 tiene gran importancia en el proceso de corte. Si el ángulo de incidencia es muy pequeño, el contacto con la superficie mecanizada aumenta, por lo que produce un roce excesivo, un aumento de temperatura y, en consecuencia, un desgaste más rápido de la herramienta. Por el contrario, si es demasiado grande, se debilita el filo. La elección del ángulo de incidencia correcto se hace principalmente en función del material de la pieza y de la herramienta.

Un ángulo de desprendimiento grande hace que la herramienta penetre y corte bien, dando un mejor acabado superficial, pero queda muy debilitado el filo. Un ángulo de desprendimiento pequeño favorece la resistencia de la herramienta, pero la energía consumida y el calentamiento de la herramienta aumentan.

En general, el ángulo de desprendimiento más adecuado será el mayor que la herramienta pueda soportar sin romperse. Su elección estará condicionada por la resistencia del

material de la herramienta, el material a mecanizar y el avance. En función del valor del ángulo de desprendimiento, las herramientas de corte se clasifican en herramientas con geometría positiva ($\gamma > 0$) y con geometría negativa ($\gamma < 0$).

1.3.3 Principales zonas en los procesos de formación de viruta.

Tal y como se muestra en la siguiente figura, en el proceso de generación de la viruta se vuelve a considerar 3 zonas diferenciadas: (L. de Lacalle et al., 2004).

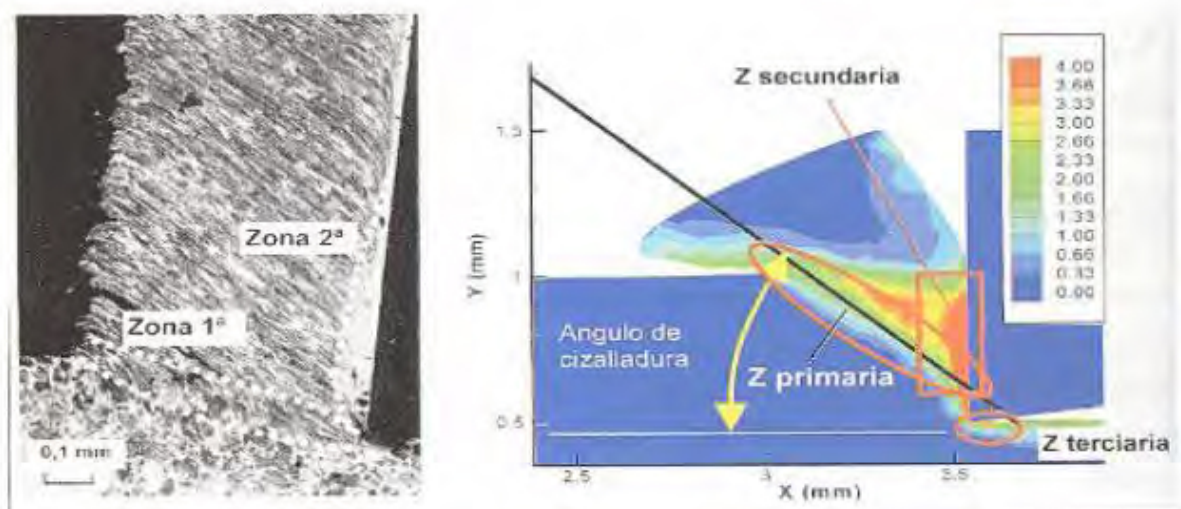


Fig. 1.4 Zonas en el proceso de cizalladura

1.3.3.1 Zona primaria:

Situada delante del filo y con una orientación definida por el ángulo de cizalladura (ψ) sobre la dirección del movimiento herramienta-pieza. En esta zona se produce un cizallamiento severo del material, que sale en forma de viruta deslizándose a lo largo de la cara de desprendimiento. Puede aproximarse a un plano aunque es todo un volumen de espesor reducido. La deformación del material en esta zona se traduce en una gran cantidad de energía de deformación que se convierte en calor.

1.3.3.2 Zona Secundaria:

Situada en la zona de la viruta sobre la cara de desprendimiento de la herramienta. En esta zona se produce un gran rozamiento entre viruta y herramienta. En las zonas más cercanas al filo, debido a la presión y temperatura alcanzadas, se produce la adhesión del material de la viruta a la herramienta, de forma que el material más blando (viruta) se deforma en planos paralelos a la dirección de salida de la viruta.

1.3.3.3 Zona Terciaria:

En esta región de dimensiones reducidas se produce una deformación de la superficie de la pieza similar a una laminación. El aplastamiento general provoca que la rugosidad superficial disminuya respecto a la teórica, y puede inducir tensiones residuales en la superficie mecanizada.

Las condiciones de formación de la viruta afectan a distintos aspectos del proceso como la aparición de vibraciones, el desgaste de herramienta, acabado superficial, etc. Por ello, es necesario considerar estos aspectos para establecer las condiciones de mecanizado y el criterio de sustitución de herramienta. A continuación se describen los tres principales tipos de virutas (ver figura 1.5).

1.3.3.4 Virutas continuas.

Se trata de una viruta larga y continua que se da en materiales dúctiles a altas velocidades de corte y pequeños avances y profundidades. Aunque generan buen acabado superficial, pueden interferir en las operaciones de corte enredándose en la herramienta. Además, este tipo de viruta plantea mayores dificultades para su transporte y almacenamiento. La disminución del ángulo de desprendimiento o la utilización de herramientas con romper virutas favorecen la formación de virutas segmentadas (Ceretti et al., 1996).

Es frecuente que la modelización de procesos de corte se realice asumiendo la formación continua de las virutas. De esta forma se simplifica tanto el modelo, que no requiere aplicar un coeficiente de fractura del material, como el análisis de los resultados.

1.3.3.5 Virutas discontinuas.

Es una viruta que se fragmenta en pequeñas en pequeñas porciones y se dan en el material frágiles, a bajas velocidades de corte y grandes avances y profundidades. Por la naturaleza discontinua de la formación de estas virutas, las fuerzas varían durante el corte. Cuando se forman virutas discontinuas, adquieren importancia la rigidez del portaherramientas, así como la máquina herramienta. Si no se tiene una rigidez adecuada, la máquina puede comenzar a vibrar, lo que es perjudicial para el acabado superficial y las dimensiones finales de la pieza mecanizada, además de contribuir a un desgaste excesivo de la herramienta.

1.3.3.6 Virutas segmentadas.

Son virutas semicontinuas, con zonas de baja y alta deformación por cortante. Los metales de baja conductividad térmica y resistencia que disminuyen rápidamente con la temperatura, como el titanio, muestran este comportamiento. Las virutas tienen un aspecto de diente de sierra.

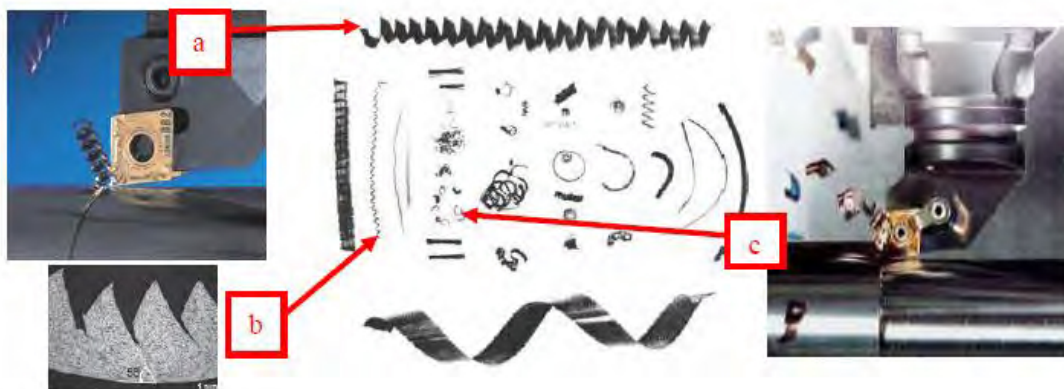


Fig. 1.5 Tipos de virutas (Trent y Whright, 2000): (a) viruta continua, (b) segmentada y (c) discontinua.

1.3.4 La Temperatura en el proceso de corte.

Los fenómenos que suceden en la tres zonas de deformación generan calor, pudiéndose hacer la siguiente aproximación sobre su procedencia: (López de Lacalle et al., 2000).

- El 80% es generado en la deformación del material en la zona primaria.
- El 18% se genera en la deformación de la zona secundaria y por la fricción de la herramienta en esta zona.
- El 2% se genera por el rozamiento del filo de la herramienta y superficie de incidencia con la superficie mecanizada (zona terciaria).

Como consecuencia de estos fenómenos se generan elevadas temperaturas en la zona de corte, que afectan al rendimiento de la herramienta y a la calidad de la pieza. Las mayores temperaturas se alcanzan en la superficie de desprendimiento de la herramienta, en zonas cercanas al filo (Trent, 2000).

La distribución de temperatura dependerá de factores como el calor específico y la conductividad térmica de los materiales de la herramienta y pieza, la velocidad de corte, la profundidad de corte y la clase de fluido de corte empleado (ver figura 1.6).

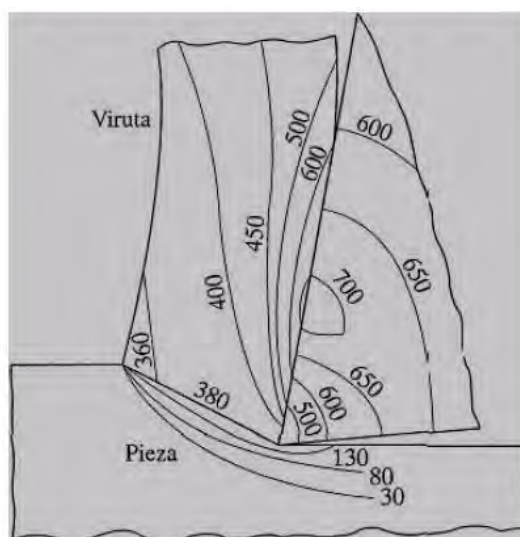


Fig. 1.6 Distribución típica de la temperatura en la zona de corte. (Kalpakjian et al 2002)

Los principales problemas que pueden producirse como consecuencia de las elevadas temperaturas producidas en la zona de corte son:

- Una temperatura excesiva afecta negativamente la resistencia, dureza de la herramienta y por tanto acelera su desgaste.

- Las dilataciones térmicas de pieza, máquina y herramienta dificultan el control dimensional y por tanto la calidad del componente obtenido.
- El calor puede inducir daños térmicos en la superficie mecanizada que afectan negativamente a sus propiedades.

Un efecto muy nocivo relacionado con el incremento de temperatura es el llamado “filo recrecido”, que consiste en la deposición y soldadura progresiva de material de la pieza sobre la cara de desprendimiento de la herramienta. Este material adherido modifica la geometría de la herramienta incrementando la fuerzas de mecanizado y vibraciones y por tanto provoca peores acabados superficiales y mayores riesgos de rotura de la herramienta (Groover, 1997).

Para disminuir el incremento de temperatura de la herramienta y pieza durante el proceso de mecanizado se utilizan los fluidos de corte. Estos actúan lubricando mediante una disminución del coeficiente de rozamiento y refrigerando, permitiendo con ello una mayor posibilidad de evacuación del calor generado. Por razones medioambientales, dado que el fluido de corte es un elemento altamente contaminante, su uso debe restringirse lo máximo posible. Por este motivo, en la actualidad, la tendencia a seguir es el mecanizado en seco o sistemas de refrigeración ecológicos como MQL o mecanizado criogénico.

De acuerdo a Childs et al., 2000, el mecanizado en seco propicia la formación de una viruta de mayor espesor y sin mucha curvatura. Al utilizar taladrina, la viruta se torna más delgada y con un mayor radio de curvatura.

El calor generado que no se disipa al ambiente o al fluido de corte afecta principalmente a la viruta y en menor medida a la herramienta y la pieza. El reparto entre estos tres medios está muy relacionado con la velocidad de corte, tal y como se muestra en la siguiente gráfica.

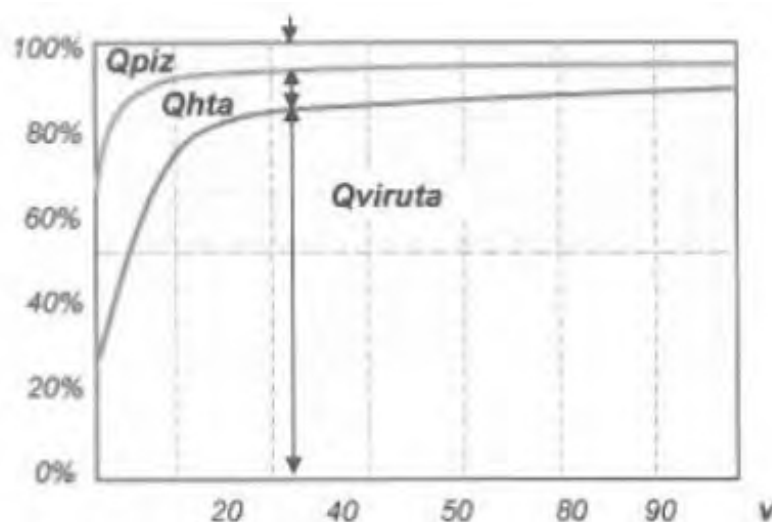


Fig. 1.7 Balance de calor en función de la velocidad de corte. (Kalpakjian et al 2002)

De forma aproximada, para velocidades de corte medias, los porcentajes de calor son (Kalpakjian et al., 2002):

- El 80% de la temperatura lo absorbe la viruta
- Un 10% es absorbido por la pieza de trabajo.
- El otro 10% lo absorbe la herramienta de corte.

Analizando el reparto de calor de la figura anterior se observa que según aumenta la velocidad de corte, el porcentaje de calor evacuado por la pieza y herramienta va disminuyendo y, en consecuencia, aumentando el porcentaje evacuado por la viruta. Esto es deseable ya que tanto la herramienta como la superficie de la pieza se verán menos afectadas por las altas temperaturas. Es necesario llegar a un punto de equilibrio, porque si bien el reparto de disipación del calor es más favorable con el aumento de la velocidad de corte, mayores velocidades de corte aumentarán el calor total generado.

1.3.5 Fuerzas de Corte

Las fuerzas que actúan sobre la herramienta debidas al efecto del material mecanizado, tienen como resultante una fuerza (R) que, en contra de lo que cabría esperar, no actúa en

el mismo filo de la herramienta, sino en un punto tanto más alejado cuanto menor sea el ángulo de desprendimiento. El ángulo de esta resultante es, en principio, desconocido.

Para simplificar el análisis, se puede suponer, como hipótesis de partida, que la resultante actúa sobre la arista de corte de la herramienta. Si se proyecta dicha resultante sobre las direcciones de corte c , de deslizamiento s y de rozamiento r , se obtiene el siguiente esquema:

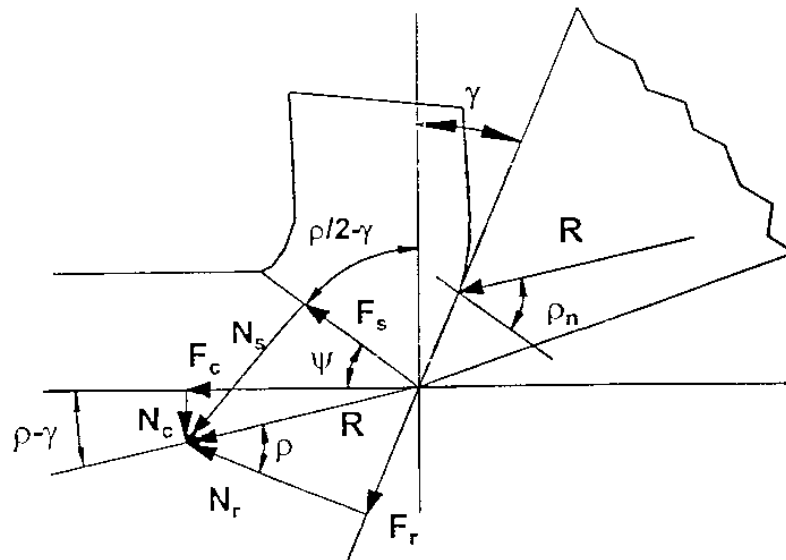


Fig. 1.8 Fuerzas en el corte ortogonal

Así, vectorialmente se tiene

$$\vec{R} = \vec{F}_C + \vec{N}_C = \vec{F}_r + \vec{N}_r = \vec{F}_s + \vec{N}_s \quad (1)$$

Siendo respectivamente:

F_C : fuerza de corte que permitirá calcular la potencia de corte.

F_s : fuerza de deslizamiento que permitirá calcular las tensiones cortantes en el plano donde se produce la viruta.

F_r : fuerza de rozamiento entre la viruta y la herramienta.

De la figura se obtiene:

$$F_C = R \cdot \cos(\rho - \gamma) \quad (1.1)$$

$$N_C = R \cdot \text{sen}(\rho - \gamma) \quad (1.2)$$

$$F_S = R \cdot \cos(\psi + \rho - \gamma) \quad (1.3)$$

$$N_S = R \cdot \text{sen}(\psi + \rho - \gamma) \quad (1.4)$$

$$F_r = R \cdot \text{sen} \rho \quad (1.5)$$

$$N_r = R \cdot \cos \rho \quad (1.6)$$

Así se obtiene el coeficiente de rozamiento entre la viruta y la herramienta:

$$\mu = \frac{F_r}{N_r} = \frac{\text{sen} \rho}{\cos \rho} = \text{tg} \rho \quad (1.7)$$

Por otro lado, la fuerza de deslizamiento se puede obtener como el producto de la tensión dinámica de deslizamiento por el área de deslizamiento. Así:

$$F_S = \tau_S \cdot A_S = \tau_S \cdot \frac{A_0}{\text{sen} \psi} = \tau_S \cdot \frac{h \cdot b}{\text{sen} \psi} = \tau_S \cdot \frac{a \cdot p}{\text{sen} \psi} \quad (1.8)$$

Igualando esta expresión con la ecuación (1.9) resulta:

$$R = \tau_S \cdot \frac{A_0}{\text{sen} \psi} \cdot \frac{1}{\cos(\psi + \rho - \gamma)} \quad (1.9)$$

Y por ultimo sustituyendo en la expresión de la fuerza de corte:

$$F_C = \tau_S \cdot \frac{A_0}{\text{sen} \psi} \cdot \frac{\cos(\rho - \gamma)}{\cos(\psi + \rho - \gamma)} \quad (1.10)$$

Donde,

τ_S : es una característica del material

A_0 : es el área de la viruta sin deformar, $p \cdot a$

γ : Ángulo de desprendimiento

ψ : ángulo de cizallamiento calculado a partir de γ y C_r

De esta forma todos los parámetros de F_c son conocidos a excepción de ρ , el ángulo de aplicación de la resultante.

1.3.6 Teorías de Corte.

La determinación del ángulo ρ ha llevado a desarrollar diferentes teorías que permiten relacionar los parámetros geométricos y los dinámicos.

De estas teorías, la más clásica y sencilla es la que fue presentada por Ernts y Merchant, 1945, que se apoya en las siguientes hipótesis:

- El plano de deslizamiento es una superficie plana y las tensiones en él son uniformes.
- La resultante es aplicada únicamente en la superficie de deslizamiento y por tanto no se ejerce ninguna fuerza sobre la superficie de incidencia o sobre el filo de la herramienta.
- El plano de deslizamiento se orienta de tal forma que la energía consumida sea mínima, es decir, la fuerza de corte sea mínima.

Anteriormente se ha formulado una expresión de F_c en función de ψ que debidamente derivada proporciona la función de ρ cuyo valor minimiza la energía:

$$2\psi + \rho - \gamma = \pi/2 \quad (1.11)$$

Una modificación de esta ley, llevada a cabo también por Merchant predice una relación entre los ángulos dependiente del material aunque igualmente lineal:

$$2\psi + \rho - \gamma = C \quad (1.12)$$

Con estas expresiones se puede calcular la fuerza de corte a partir de los ángulos o, lo que resulta más sencillo, obtener las fuerzas experimentalmente y de ellas derivar los ángulos.

Tal y como muestra la siguiente gráfica, los resultados obtenidos a partir de la teoría de Ernts y Merchant presentan una correlación no muy ajustada con los resultados experimentales.

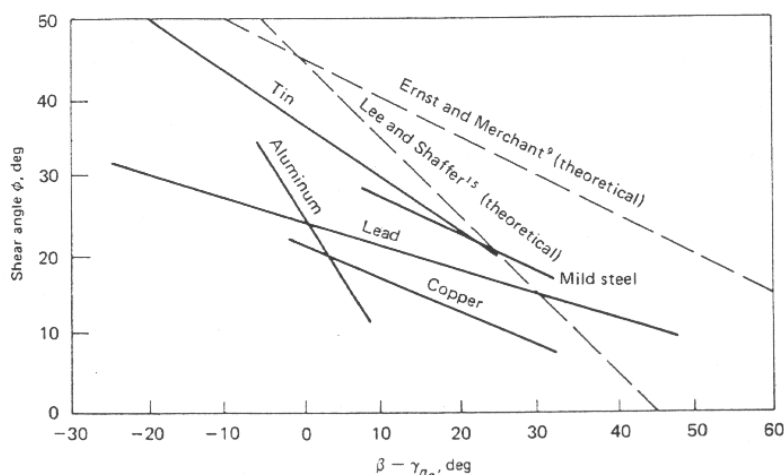


Fig. 1.9 Comparativa de las diversas teorías de corte (Merchant, 1945)

Como se puede ver, el comportamiento de los materiales reales no responde a líneas paralelas como predice la ley sino que, para cada material, presenta pendientes muy diversas. No obstante, la relación lineal entre los diferentes ángulos sí se puede apreciar claramente.

Las razones por las que esta teoría no representa adecuadamente el comportamiento real pueden encontrarse fácilmente en algunas de las hipótesis de partida de la misma.

- Suponer un filo de herramienta perfecto se antoja como una aproximación en exceso pretenciosa, sobre todo si se consideran espesores de viruta no deformada pequeños.
- Otra de las hipótesis que simplifican en exceso la situación real es la de suponer que la cizalladura se produce en una zona plana. Varios autores han demostrado, a través del estudio del movimiento de la estructura cristalina del material, que dicha zona no corresponde a un plano sino a un volumen de pequeño espesor y caras paralelas.

Tanto la teoría de Ernst-Merchant como las que han tratado de mejorarla y los datos experimentales recabados apuntan a la fricción entre la herramienta y la viruta como el factor más importante en el proceso de corte.

1.3.6.1 Deslizamiento y adhesión como condiciones de fricción.

En términos generales, cuando dos superficies son colocadas juntas, el contacto se establece únicamente entre los picos de unas pocas irregularidades en cada superficie. Al área cubierta por estas zonas de contacto se le denomina área real de contacto (A_r), y a la proyección de la superficie total se le denomina área aparente (A_a). Ver figura 1.10

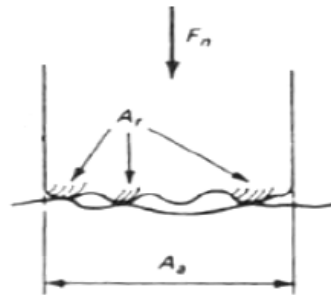


Fig. 1.10 Contacto entre dos superficies

Si se aplica una carga normal se produce la plastificación de la punta de estas asperezas con lo que el área real de contacto A_r aumenta hasta que es capaz de soportar la carga.

En la gran mayoría de las aplicaciones, esta área real es una pequeña fracción del área aparente de contacto A_a y viene dada por:

$$A_r = \frac{N}{\sigma_y} \quad (1.13)$$

Siendo N la fuerza normal a la superficie de contacto y σ_y la tensión de plastificación del metal más débil. Si la fuerza normal es suficiente, en las cimas de las asperezas se producen micro soldaduras, las cuales deben romperse para que exista deslizamiento. La rotura de estas soldaduras requiere una fuerza, la fuerza de fricción o rozamiento:

$$F_f = \tau_f \cdot A_r \quad (1.14)$$

Donde τ_f es la tensión de rotura a cortadura.

Combinando las tres expresiones anteriores se obtiene:

$$\mu = \frac{F_f}{N} = \frac{\tau_f}{\sigma_y} \quad (1.15)$$

Se puede observar que el coeficiente de fricción es independiente del área aparente y dado que el cociente τ_f/σ_y es de esperar que sea constante para cada metal, la fuerza de rozamiento es proporcional a la carga normal según la ley de Coulomb:

$$F = \mu \cdot N \quad (1.16)$$

Si la carga normal aplicada a un área aumenta, la deformación plástica de las asperezas que forman parte del área ocurre para poder soportar la carga aplicada, presentándose una condición de adhesión de las asperezas, en donde el área real se aproxima al área aparente ($A_r = A_a$). En este punto se habla de una condición de adhesión y la fuerza de rozamiento es proporcional al área aparente de contacto y a la tensión de cizalladura del material de la viruta.

La fricción y el desgaste son respuestas del sistema en cuanto a la tribología, que describen el estado de contacto entre dos cuerpos (Kato, 2000). Varios autores han tratado de explicar qué modelo de fricción es el más adecuado para el mecanizado (Ceretti et al., 1996; Bailey, 1975; Filice et al., 2007), pero aún no se ha comprendido en toda su extensión el fenómeno tribológico del contacto en el mecanizado.

En el caso del mecanizado suele considerarse que en la superficie de desprendimiento existen dos zonas con diferentes tipos de contacto, una zona de adhesión con coeficiente de cortante m y una de deslizamiento con coeficiente de fricción μ . Este planteamiento corresponde a lo expuesto en la Teoría de Zorev. Los cambios en la condición de fricción se deben principalmente a la variación en la temperatura (ablandamiento térmico). En la zona de flanco se asume un tipo de contacto basado en la ley de Coulomb, es decir, de deslizamiento.

En experimentos realizados por Wallace et al., 1964, se han encontrado marcas de la herramienta impresas en la superficie de la viruta que estuvo en contacto con la cara de desprendimiento (ver figura 1.11), lo que demuestra que no hubo movimiento relativo entre ambos, más bien, ambas se encontraban adheridas (Boothroyd, 1989).

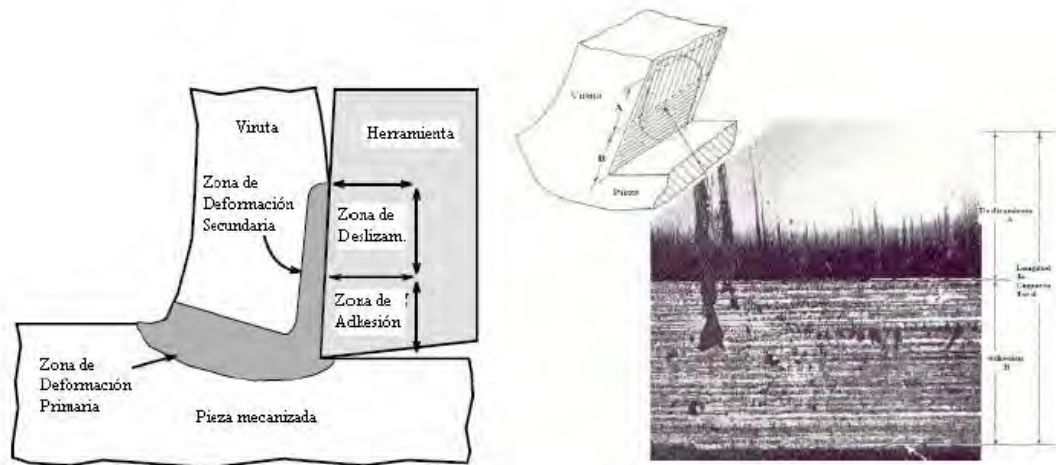


Fig. 1.11 Ley de Zorev (Wallace et al, 1964)

En los modelos, tanto numéricos como analíticos, es frecuente considerar que la fricción herramienta-material se puede caracterizar mediante un único valor que representa el correspondiente coeficiente de fricción medio.

1.4 PROCESOS DE TALADRADO.

Como se indicó anteriormente, en las operaciones de taladrado los únicos parámetros de corte son la velocidad de corte nominal (la correspondiente a la esquina de los filos) y el avance por filo. A partir de dichos parámetros y del diámetro y el número de filos de la broca se pueden determinar el régimen de giro y el avance por revolución.

1.4.1 Velocidad de corte nominal (V_c)

Se define como la velocidad periférica tangencial de la parte exterior de los filos principales (esquinas de los filos).

La velocidad de corte nominal periférica se calcula como:

$$V_c = \frac{\pi \cdot n \cdot D}{1000} \quad (1.17)$$

Donde:

n Indica el régimen de giro del husillo principal en rpm.

D Representa el diámetro de la broca en mm.

V_c Es el valor de la velocidad de corte nominal en m/min.

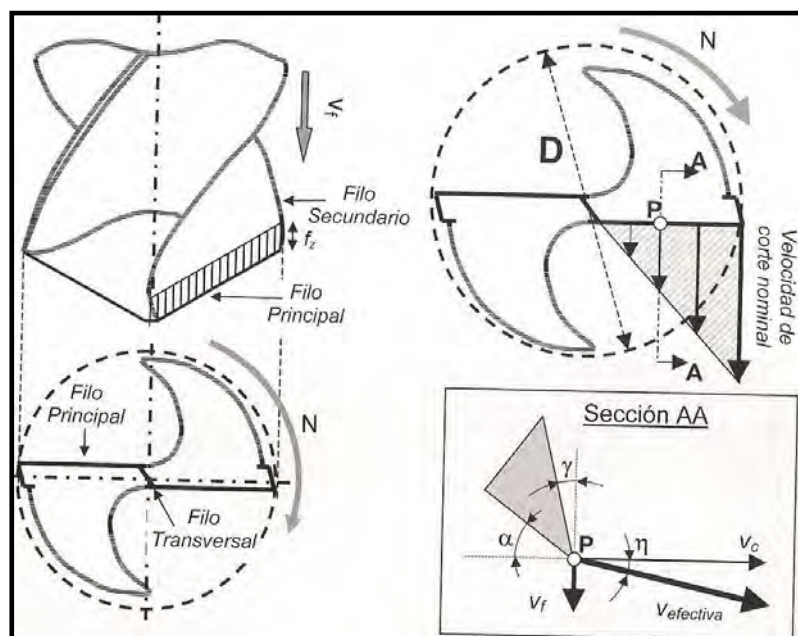


Fig. 1.12 Geometría típica de una broca helicoidal y variación de la velocidad de corte a lo largo del filo principal de la broca. (L. De lacalle, 2004)

Observando el proceso de taladrado de forma detallada (figura 1.12), se observa cómo la velocidad de corte varía a lo largo del filo principal. También se observan las componentes de la velocidad en un punto P cualquiera del filo principal. La velocidad total (efectiva) es la suma de la velocidad de corte V_c y de la velocidad de avance V_f .

1.4.2 Espesor de viruta (a)

El espesor de la viruta en el caso del taladrado es un valor constante que depende del avance por filo de la broca y el ángulo de posición del filo principal. En la figura 1.13 se define el espesor a_c para una operación de taladrado.

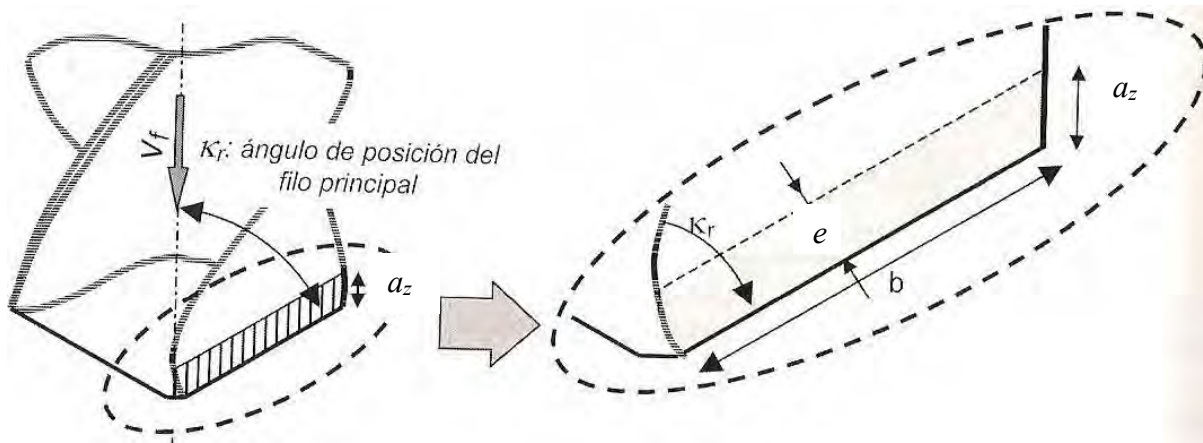


Fig. 1.13 Espesor de viruta en una operación de taladrado.

El espesor de la viruta se puede calcular como:

$$e = a_z \cdot \text{sen}(kr) \quad (1.18)$$

Donde:

e es el espesor de la viruta instantáneo en mm

a_z = es el avance por filo medido en mm/filo.

Kr es el ángulo de posición del filo principal

La sección de la viruta correspondiente a un filo (S) se puede calcular como:

$$S = e \cdot b = a_z \cdot \frac{D}{2} \quad (1.19)$$

1.5 MODELIZACIÓN NUMÉRICA DE PROCESOS DE MECANIZADO BASADA EN EL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS.

El método de Elementos finitos (MEF) es un método de cálculo numérico basado en ecuaciones diferenciales para resolver problemas relacionados con la ingeniería. La simulación numérica de procesos de mecanizado mediante el MEF está creciendo en importancia de forma exponencial en los últimos tiempos. Estas técnicas permiten el estudio de magnitudes de difícil determinación experimentalmente, como el flujo del material en la zona de corte y la distribución de la temperatura en el material y la herramienta. Para definir los modelos numéricos se deben determinar las principales magnitudes implicadas en el proceso de mecanizado: Leyes de comportamiento, ecuaciones constitutivas de los materiales de herramienta y pieza, y otros.

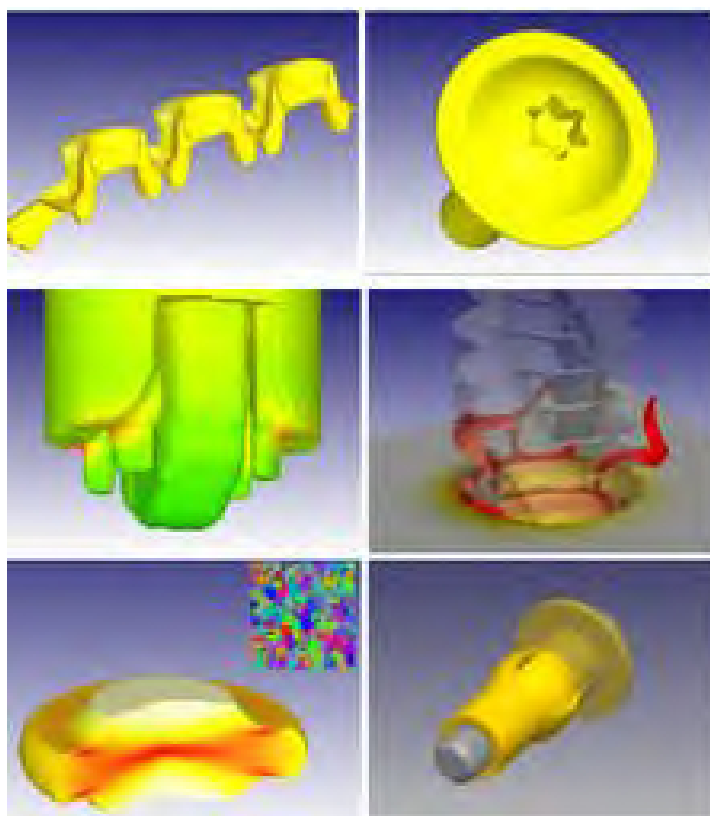


Fig. 1.14 Simulación de componentes utilizando elementos finitos.

Fuente: http://boxuesky.com/attachments/month_1001/10011518459e6d450da6cb2b43.png

Los estudios de MEF requieren tres fases fundamentales:

- Pre-procesado.
- Análisis o cálculo
- Post-procesado.

La fase de pre-procesado consiste en una primera etapa en la que se define conceptualmente el modelo y se estudia qué hipótesis se pueden tener en cuenta para simplificarlo. Esta fase es independiente de la herramienta de Elementos Finitos que se utilice y se basa sobre todo en consideraciones teóricas.

La segunda etapa del pre-procesado es la definición del modelo. En ella se establecen las características geométricas y del material de la pieza y de la herramienta. Después, es necesario mallar el modelo generando así los nodos y elementos que serán la base del cálculo de elementos finitos. Asimismo, es necesario realizar un análisis de sensibilidad de mallado para comprobar la densidad mínima de mallado requerida para obtener un comportamiento adecuado del modelo.

Una vez que se ha mallado el modelo, la última etapa del preprocesado es la aplicación de las condiciones de contorno y definición de los parámetros de procesamiento.

El análisis o cálculo de la simulación definida en el preprocesador se realiza mediante el “solver” o “solucionador”. Esta es la parte iterativa y matemática en la que se basa el Método de Elementos Finitos y en la cual la herramienta de Elementos Finitos tiene una mayor trascendencia. Es de gran importancia que el modelo esté bien definido para que el tiempo de cálculo no sea excesivo y los resultados sean suficientemente precisos.

El post-procesado consiste en la evaluación y análisis de los resultados obtenidos. Este estudio se puede hacer a través de gráficos y/o tablas según sea el tipo de análisis que se aplique. A continuación se muestra el diagrama de flujo en el modelado del proceso de taladrado. Ver figura 1.15

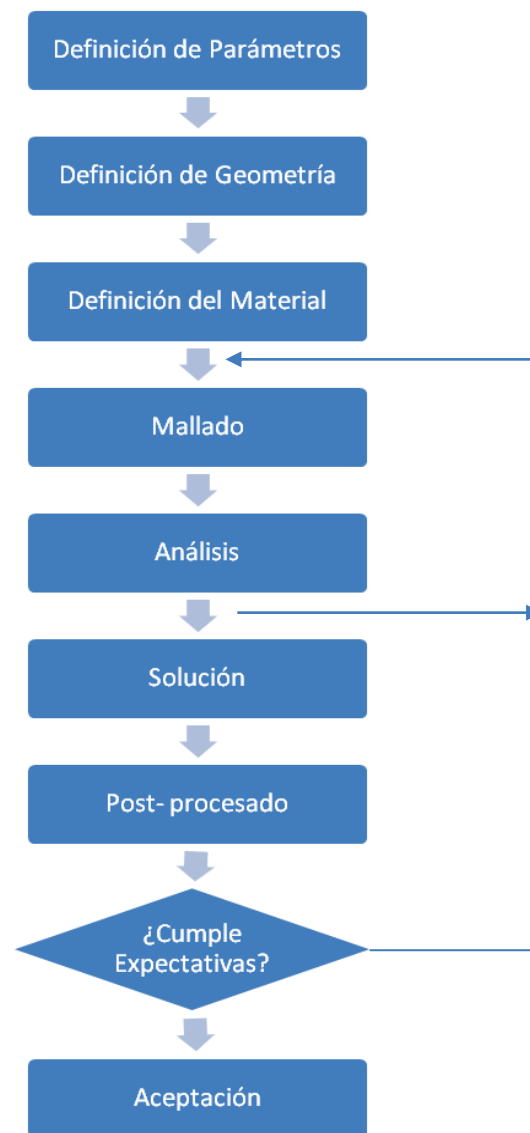


Fig. 1.15 Diagrama de flujo del programa.

1.5.1 Modelización Numérica 3D: DEFORM3DTMv.6.1

En esta tesis se ha desarrollado un modelo tridimensional para el análisis del proceso de taladrado, orientado principalmente a la determinación de los fenómenos térmicos que afectan al material. Para ello se ha empleado el programa DEFORM3DTMv.6.1 que es un código basado en elementos finitos de formulación Lagrangiana y remallado automático, diseñado para el análisis de procesos de conformado y de tratamientos térmicos. Al simular estos procesos de fabricación mediante ordenador, esta herramienta permite a los

diseñadores reducir el coste y tiempo de ensayos y prevenir errores en el rediseño de herramientas y procesos.

En la figura 1.16 se observa la ventana general de DEFORM3DTMv.6.1, con sus tres partes básicas: pre-procesador, simulación y post-procesador.

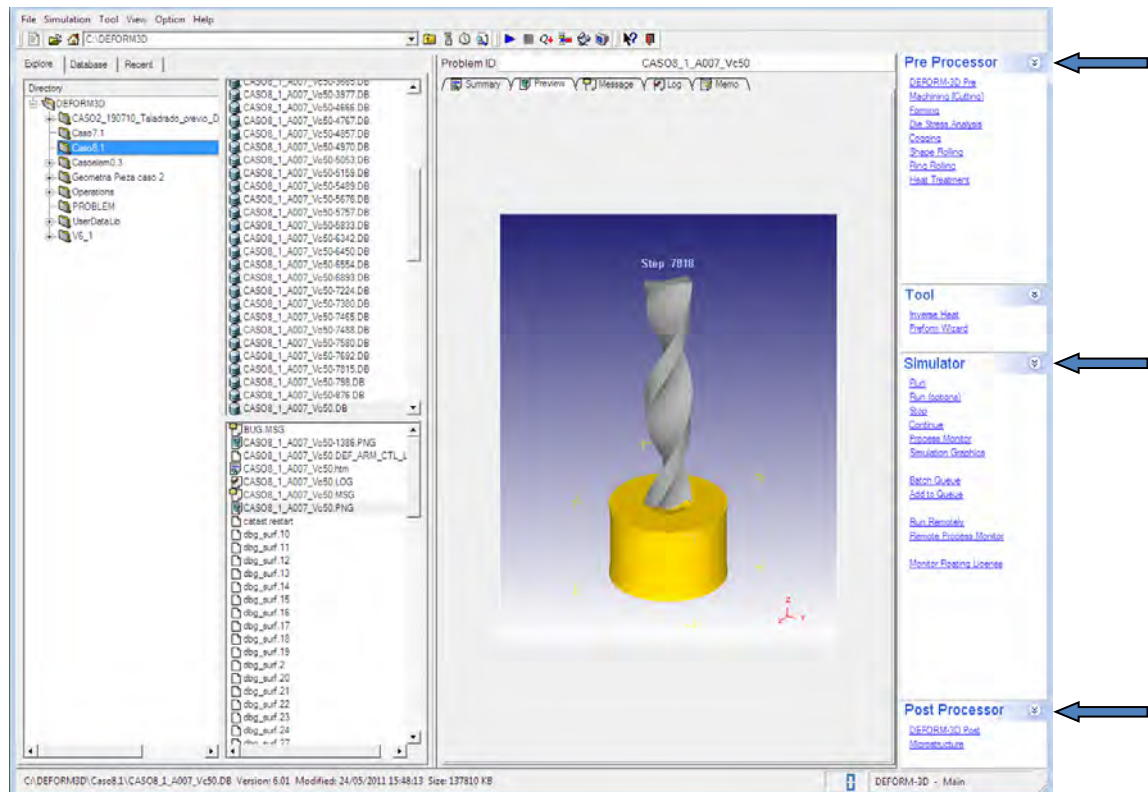


Fig. 1.16 Ventana general de deform3DTM v.6.1 con sus tres partes básicas: pre-procesador, simulación y post-procesador.

1.5.2 Preprocesado: Parámetros generales del proceso de corte.

Previo a la definición de los elementos constitutivos del proceso de taladrado a simular, el sistema requiere una serie de parámetros generales.

Primero se seleccionan las unidades del sistema. Se utilizará el sistema internacional (SI) en el caso seleccionado.

El módulo *Machining* presente en el código DEFORM3D™v.6.1 permite definir con mayor facilidad modelos de procesos de mecanizado mediante la introducción de la información tecnológica correspondiente. Se indican los parámetros de corte, la definición de la configuración geométrica de la pieza y de la herramienta, de los materiales, del coeficiente de fricción en las zonas de contacto, del mallado, de las condiciones de contorno y del tiempo de corte. Luego, si procede es posible cambiar algunas condiciones en el pre-procesador Deform. 3D Pre.

En el pre-procesador Deform 3D Pre. también se definen parámetros que emplea DEFORM3D para la simulación del problema (*simulation controls*): definición de unidades, tipo de geometría, incremento de tiempo por paso, criterios para la convergencia en el cálculo y criterio de remallado. También se definen otras condiciones del proceso como la temperatura ambiente, el coeficiente de convección y otros. La definición de las condiciones generales antes mencionadas y que se mantienen en todos los modelos desarrollados se presentan en el Capítulo 3.

En la figura 1.17 se muestra la ventana principal correspondiente a los controles de la simulación.

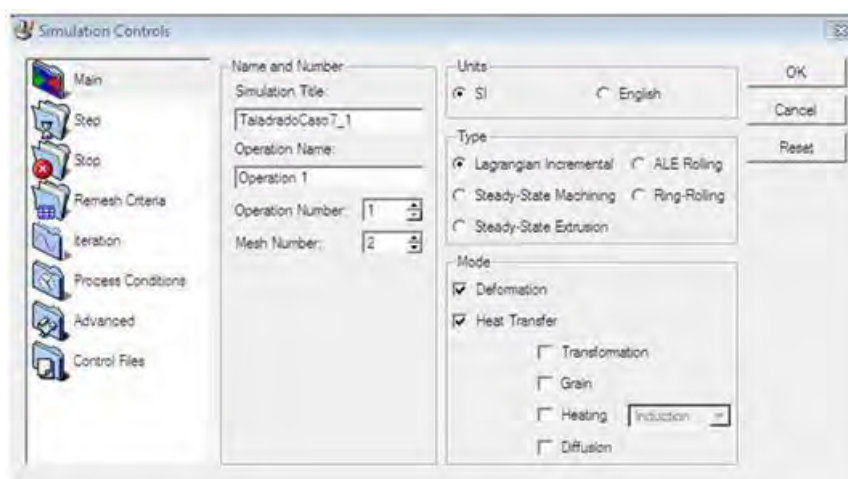


Fig. 1.17 Ventana de controles de la simulación principal.

DEFORM3D resuelve problemas no-lineales dependientes del tiempo, generando soluciones a incrementos de tiempo dependiendo del mallado a utilizar. El incremento de tiempo por paso se define en función de la cantidad total de pasos simulados, longitud de

mecanizado a simular, velocidad de corte y tamaño de los elementos de las malla del material y herramienta.

En la figura 1.18 se observan los datos relativos a los pasos de la simulación: la cantidad de pasos totales, incremento de pasos a guardar y el incremento de tiempo por paso en segundos.

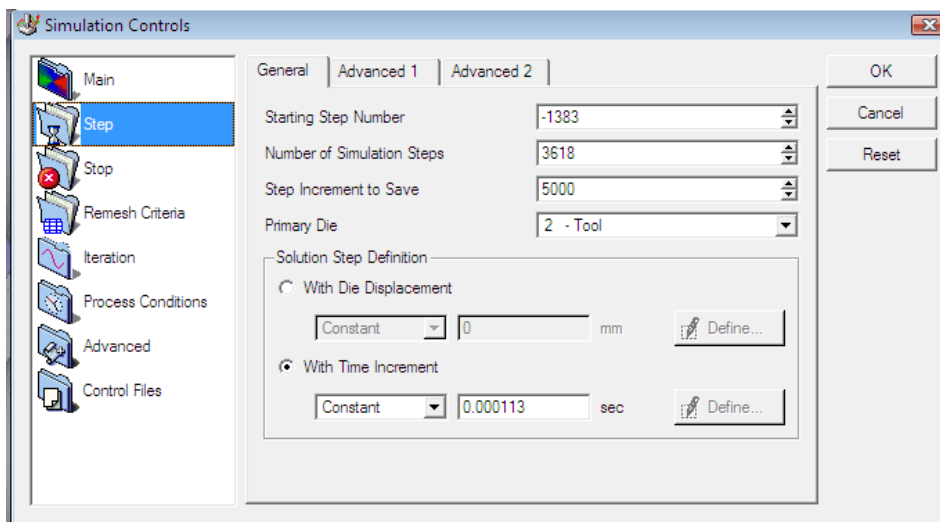


Fig. 1.18 Ventana de controles de la simulación: datos relativos a los pasos de la simulación.

Es preciso establecer condiciones de simulación adicionales como los límites de determinadas variables que imponen que se realice un remallado automático del modelo (*Remesh Criteria*). También se debe definir el valor del límite de error de convergencia para la fuerza y velocidad para el cual se considera que se ha alcanzado la solución de la simulación (pestaña *Iteración* en la figura 1.18).

1.5.3 Procesado: Solución.

Una vez definido en su totalidad el modelo numérico se realiza una comprobación de los datos introducidos “Check Data” (ver figura 1.19). Asimismo, muestra el recorrido de los parámetros, marcando en color amarillo y rojo los datos que pueden presentar error o una advertencia en la simulación.

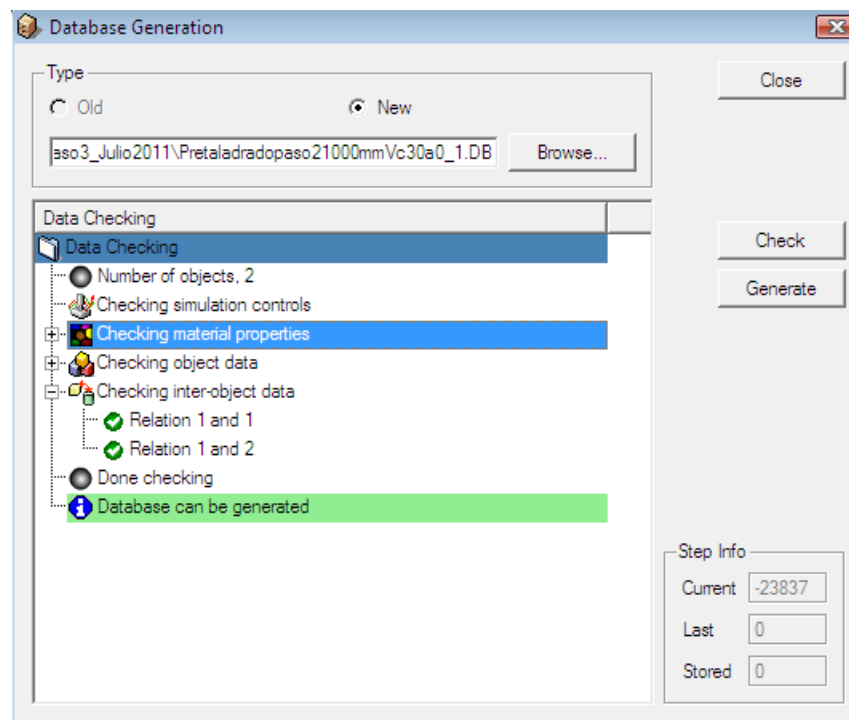


Fig. 1.19 Pantalla para generar la base de datos de la simulación.

Una vez ensamblados todos los parámetros en un único archivo se finaliza el pre-procesado y se ejecuta la simulación del modelo accediendo a la pantalla principal mediante la pestaña “Run”. Es posible realizar el seguimiento del avance de la simulación a través de los mensajes del programa, cálculos e incluso mediante la evolución de la simulación grafica de parámetros de interés (ver figura 1.20).

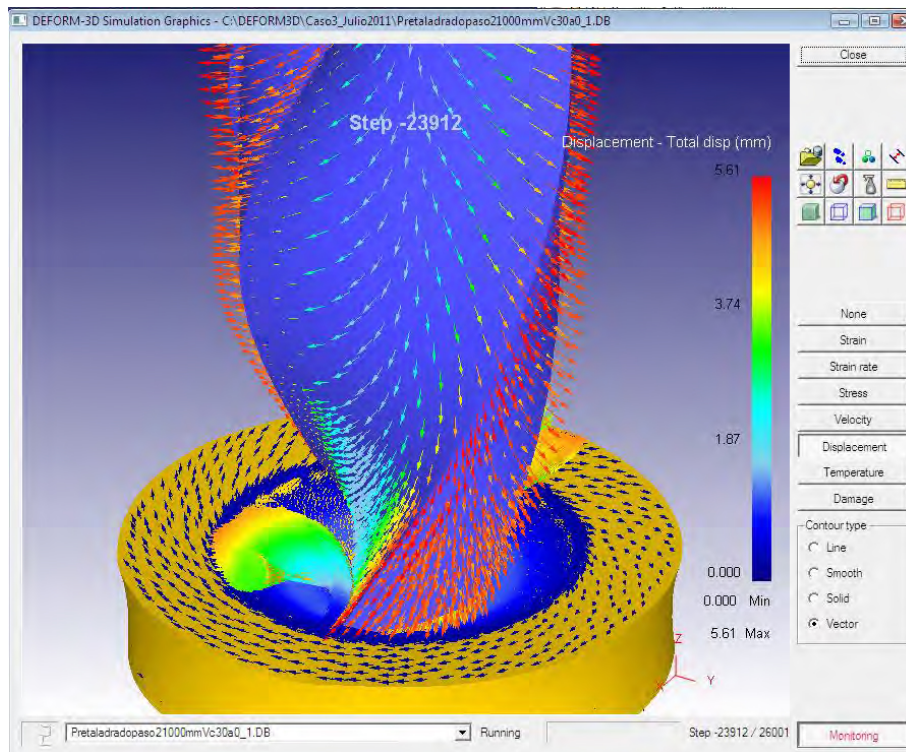


Fig.1.20 Simulación trabajando.

La duración de las simulaciones de modelos tridimensionales de taladrado es variable, pero generalmente muy elevada. Puede ser de varios días, de semanas o incluso de meses. Depende de las características del modelo, principalmente del mallado del material, de la longitud de mecanizado a simular y de las condiciones de simulación establecidas.

1.5.4 Post-procesado:

El módulo de post-procesado permite visualizar los resultados obtenidos en la simulación del modelo y analizar la evolución de numerosas magnitudes como temperatura, deformación, tensión en el material o fuerzas (ver figura 1.21).

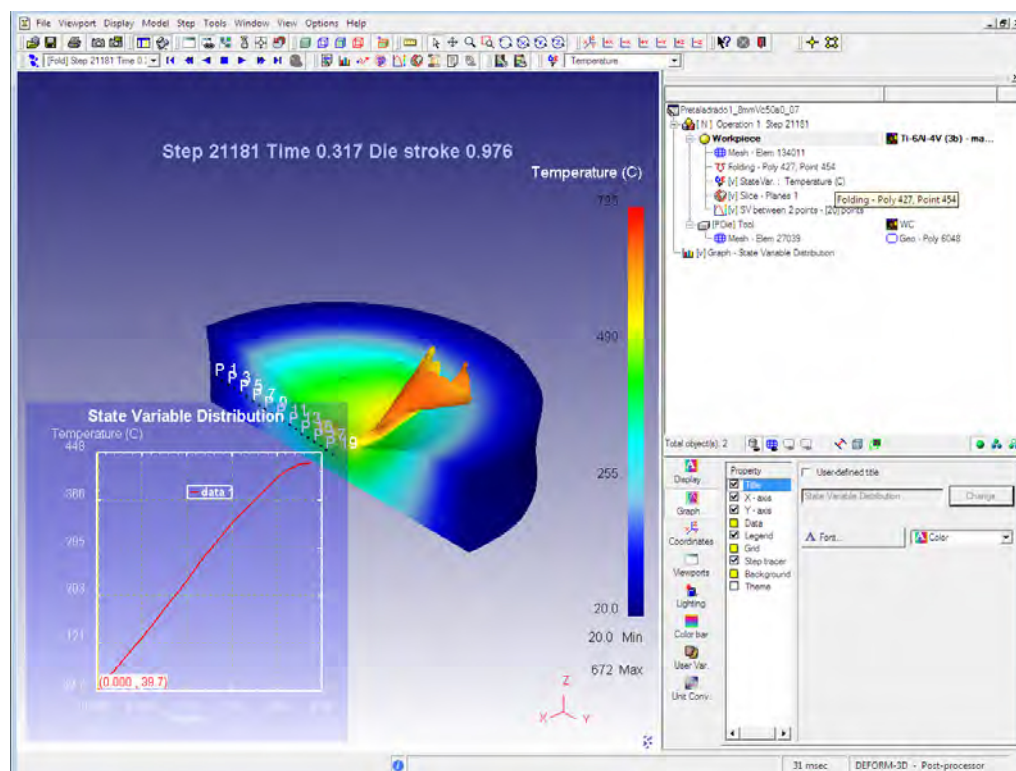


Fig. 1.21 Pantalla de Post-procesado

1.6 ESTADO DEL ARTE

1.6.1 Aleaciones de titanio.

Las aleaciones de titanio tienen propiedades que las convierten en materiales atractivos para aplicaciones de alta responsabilidad. Presentan uno de los más altos ratios de resistencia-peso y una alta resistencia a la corrosión gracias a la capa protectora de óxido de titanio (TiO_2) que se forma en la superficie del material (L. de Lacalle et al., 2004). La citada resistencia a la corrosión, junto con su excepcional biocompatibilidad, hace a estos materiales especialmente interesantes para las aplicaciones biomédicas. Debido a estas propiedades, el titanio y sus aleaciones son materiales de uso estratégico y se utilizan ampliamente en la industria aeroespacial, recipientes a presión, implantes quirúrgicos y otras aplicaciones. (Donachie, 1982).

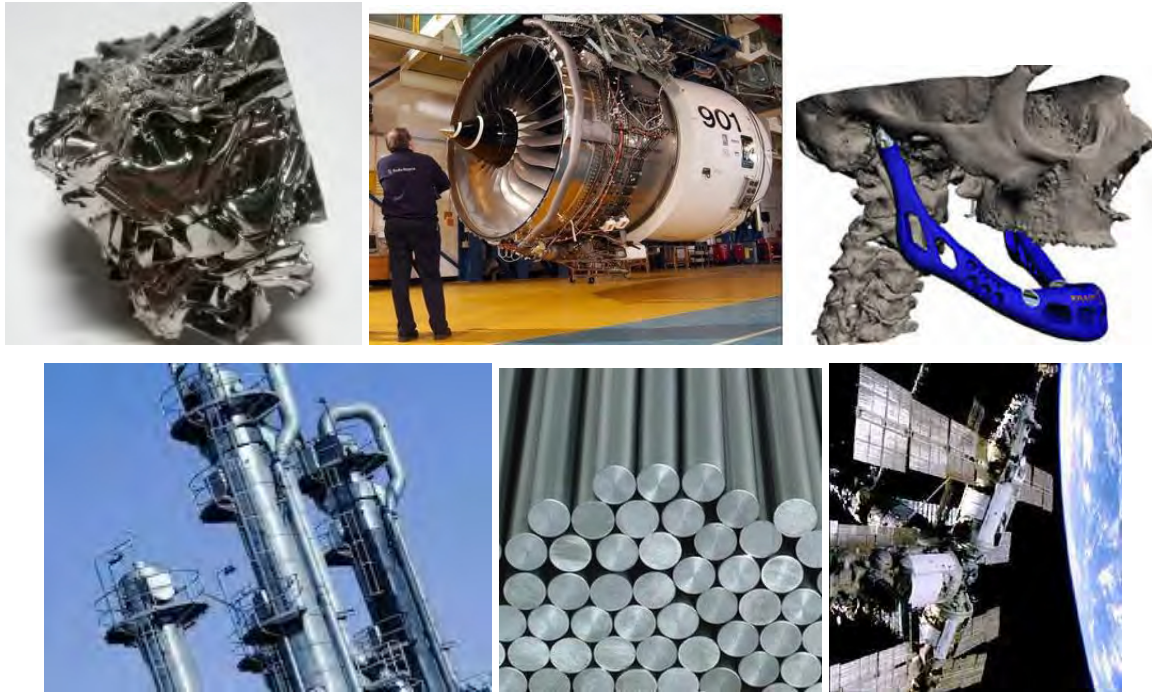


Fig 1.22 Titanio y sus aplicaciones. Fuente: ahombrosdeatlas, tecnolowikia, biotecnología, faulenbach-gmbh.d, portaleso

Las aleaciones de titanio que contienen un 6% de aluminio y un 4% de vanadio (Ti-6Al-4V) son las aleaciones de este material más ampliamente utilizadas en la industria aeronáutica. Esto es debido a sus interesantes propiedades mecánicas, que se mantienen incluso a temperaturas elevadas (Boyer et al., 1996; Holt et al., 1995). Es una aleación de tipo α y β donde el aluminio incrementa la temperatura entre la fase alfa y beta; y el vanadio disminuye esa temperatura. La composición química varía ligeramente según el estándar o el fabricante elegido, pero es conocido que cuanto mayor es su contenido en oxígeno, nitrógeno, aluminio o vanadio, mayor es la resistencia del material. La maquinabilidad de estos materiales es pobre debido a la alta dureza y resistencia, baja conductividad y elevada reactividad a altas temperaturas (Kim, 1998).

En las tablas 1 y 2 se muestra la composición de la aleación Ti6Al4V y sus principales propiedades físicas.

Tabla 1 Composición del Ti6Al4V (Fang N, 2009)

	Contenido
C	< 0.08 %
Fe	< 0.25 %
N ₂	< 0.05 %
O ₂	< 0.2 %
Al	5.5 - 6.76 %
V	3.5 - 4.5 %
H ₂ (lámina)	< 0.015 %
H ₂ (barra)	< 0.0125 %
H ₂ (moldura)	< 0.01 %
Ti	Hasta completar el 100%

Tabla 2 Propiedades mecánicas del Ti6Al4V (ASM Handbook of materials, 1990)

Propiedades termo-mecánicas	Ti6Al4V
Dilatación térmica ($\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$)	4,7
Densidad (g/cm^3)	4,43
Coefficiente de Poisson	0,34
Calor específico ($\text{J}/\text{Kg}^\circ\text{C}$)	f(T)
Conductividad ($\text{W}/\text{m}^\circ\text{C}$)	f(T)
Módulo deYoung (GPa)	113,8
Emisividad	0,7

1.6.2 Mecanizado de la aleación del Ti6Al4V.

Las aleaciones de titanio poseen características metalúrgicas que las hacen más difíciles de mecanizar que los acero de dureza equivalente (Ezugwu et al., 2003). En general, se considera que se trata de materiales de difícil mecanizado debido a los siguientes factores (L de Lacalle, 2004):

- El titanio presenta una fuerte tendencia a alearse debido a su gran reactividad química con los materiales de la herramienta de corte, lo que se ve favorecido por las altas temperaturas que se originan debido a la baja conductividad térmica de estos materiales (Xu et al., 2002). Este hecho provoca que el material de la herramienta se adhiera en partículas muy pequeñas a la viruta generándose un elevado desgaste de cráter, que además se produce en posiciones muy próximas al filo.
- El Ti6Al4V tiene un módulo de elasticidad relativamente bajo por lo que tienden a producirse deformaciones debido a la acción de la fuerza de corte. Las piezas que tienen paredes delgadas tienden a flexionarse bajo las sollicitaciones de la herramienta, provocando así problemas de precisión. Por tanto, la rigidez del conjunto herramienta-pieza-maquina, es importante, al igual que el uso de herramientas con ángulos de filo reducidos y geometrías positivas. Una herramienta desgastada resbala sobre el material y por tanto tenderá a deformarlo, en lugar de cortarlo de forma efectiva.
- El deterioro superficial provocado por un proceso de mecanizado deficiente afecta a la resistencia a fatiga de la aleación. Este problema es especialmente relevante en aplicaciones de alta responsabilidad de estos materiales en las que es necesario controlar el daño debido al mecanizado.

Estas características provocan un elevado desgaste de herramienta, contaminación de la pieza de trabajo con el material de corte, así como formación de filo recrecido (Ohkubo et al., 2000 y Lei et al., 2002). Por este motivo los fabricantes de herramientas recomiendan

para las aleaciones de titanio, parámetros de mecanizado moderados y abundante refrigeración, con el objetivo de controlar la temperatura en la zona de corte (Sandvik coromant, 1991). Dependiendo de la herramienta de trabajo y materiales, la velocidad de corte puede variar considerablemente (H. Schulz et al., 1992).

Una de las principales características del mecanizado de la aleación Ti6Al4V es la tendencia a generar virutas segmentada, tal como se aprecia en la figura 1.23. Las bandas de deformación aparecen en la viruta incluso a velocidades de corte muy bajas y están relacionadas con la baja conductividad térmica de este material.

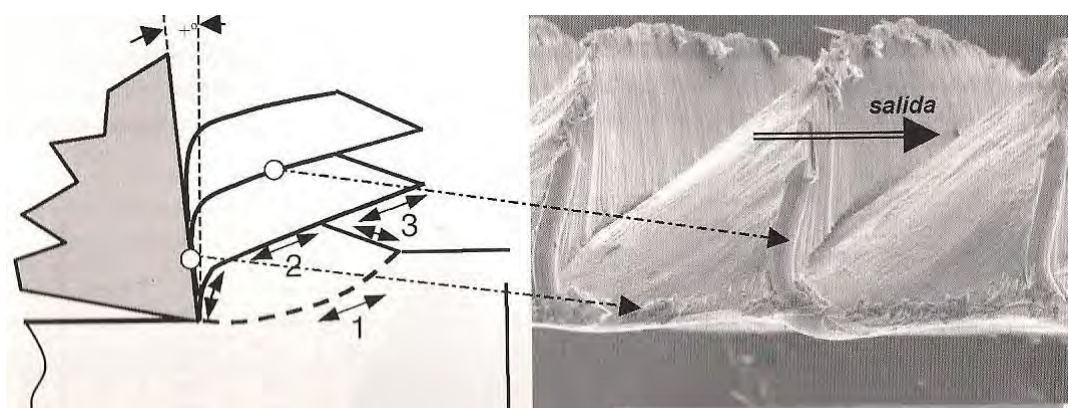


Fig. 1.23 Formación de viruta segmentada en el corte con herramienta de ángulo de desprendimiento positivo. (L de Lacalle, 2004)

El mecanizado en seco o con tecnologías ecológicas de refrigeración y lubricación ha sido objeto de estudio por parte de varios grupos de trabajo en los últimos años. (G. Byrne et al., 1993; F. Klocke, 1997; N. Narutaki, et al., 1997; Z. Wnag et al., 2000; Shongg et al., 2001; P.s.j. Sun et al., 2008; S. Tirelli et al., 2014).

El uso de fluidos de corte produce contaminación y representa un porcentaje significativo del coste del mecanizado, por lo tanto, la eliminación, reducción o sustitución por un sistema de refrigeración mejorado, siempre es deseable (P.S. Sreejith et al., 2000). No obstante, generalmente estas condiciones se traducen en una peor lubricación y refrigeración, que condiciona los parámetros de corte y el tipo de herramientas a utilizar. Es preciso adaptar el proceso a las nuevas condiciones, muy agresivas para la herramienta y el material a mecanizar (A. Jawaïd et al., 1999).

Gran parte de los estudios acerca de mecanizado en seco de aleaciones de titanio se centran en procesos de torneado (T. Kitagawa et al., 1997) (C.h. Che-haron et al., 2001) y (Yang f. et al., 2009). Asimismo, ha sido estudiado a alta velocidad de corte 480 m/min, avance 0,15 mm/rev y herramienta de WC-Co (S. Lei y Liu, 2002). En condiciones de alta velocidad es posible considerar condiciones adiabáticas en este tipo de procesos (Sun y Guo, 2008).

Existe un número más reducido de trabajos desarrollados en relación con los procesos de taladrado de titanio (Rodrigo Zeilmann et al., 2007) (E.A. Rahim et al, 2011). En el trabajo publicado por Cantero et al., 2005, se estudia el proceso de taladrado del material Ti6Al4V sin fluido de corte, comparando dos condiciones de mecanizado con y sin enfriamiento de herramienta y material entre taladros. Se concluye que el desgaste de la herramienta en estos procesos no es progresivo, sino que el fin de vida se produce por rotura brusca de alguno de los filos. A su vez pone de manifiesto la influencia de la temperatura en el desgaste de la herramienta y en el daño debido al mecanizado del material. Para brocas de metal duro integral con recubrimiento TiN se obtienen vidas de herramientas correspondientes a un tiempo de corte de 7 min con velocidad de 50m/min y avances de 0,07 mm/rev.

Dornfeldl et al., 2001, realizó ensayos de taladrado de placas Ti6Al4V con herramientas de metal duro integral, investigando los efectos de la geometría de la herramienta, así como las condiciones de proceso en la formación de rebabas y la viabilidad del mecanizado en seco. A mayor ángulo de hélice y mayor ángulo de punta, la altura y ancho de la rebaba disminuye.

Rodrigo Panosso et al., 2007, estudió la temperatura alcanzada en la herramienta en los procesos de taladrado de Ti6Al4V con mínima cantidad de lubricante (MQL) con herramientas de clase K10 con y sin recubrimiento. Se concluyó que las temperaturas obtenidas son un 50% menores aplicando MQL con inyectores internos en la herramienta que empleando inyectores exteriores. La mayor temperatura se midió en los ensayos realizados con herramienta sin recubrimiento, no observándose variaciones significativas de la temperatura para distintos recubrimientos.

Rui Li et al., 2007, indican que el suministro de fluido de corte por el interior de la herramienta afecta de forma crítica a la duración de la herramienta en los procesos de taladrado de Ti6Al4V.

S. Sharif et al., 2011, desempeñó trabajos de taladrado de Ti6Al4V con brocas de metal duro sin recubrimiento y con recubrimiento PVD TiAlN. Estudió el efecto de la velocidad de corte y del refrigerante en el desgaste de la herramienta y en la calidad del taladro. Se observó la aparición de desgaste de flanco no uniforme y de roturas catastróficas del filo. Con la herramienta recubierta se obtuvieron mayores vidas de herramienta. Las herramientas sin recubrimiento no pueden emplearse a velocidades superiores a 25 m/min por el rápido desgaste.

1.6.3 Modelización numérica de procesos de mecanizado.

La modelización numérica de los procesos de formación de viruta se ha desarrollado en las últimas décadas como una alternativa, y en ocasiones como un complemento, a la modelización analítica y a los estudios experimentales. Los principales modelos analíticos de mecanizado se desarrollaron en varias publicaciones desde hace más de 60 años para predecir la fuerza en el mecanizado. Los modelos iniciales fueron desarrollados por M.C. Shaw, 1954; Oxford, 1955; M.C. Shaw, 1957; A.K. Pal et al., 1965; R.A. Williams, 1970; R.A. Williams, 1974. Posteriormente, E.J.A. Armarego et al., 1972, presentó un modelo analítico de taladrado, basado en el corte oblicuo. Dicho análisis predice la distribución de deformaciones y fuerzas a lo largo del filo de la broca. Posteriormente este enfoque lo amplió en el trabajo Wiriyaosol et al., 1979 y A.R. Watson, 1985, modelizando la eliminación del material a lo largo de los filos de corte de una broca. Asimismo, J.S. Agapiou and de Vries, 1990; desarrollaron un modelo analítico de taladrado orientado a predecir la temperatura en la broca.

Los primeros modelos numéricos (2D) de corte se remontan a los trabajos de Zienkiewicz y Kakino, 1971, pero son Shirakashi y Usui, 1976, quienes desarrollaron los primeros modelos numéricos termomecánicos para el material de la pieza. Para ello, emplearon un programa iterativo para la modelización de la formación de la viruta.

A partir de 1980, gracias al desarrollo de la capacidad de cálculo, se implementaron los primeros modelos bidimensionales basados del Método de Elementos Finitos, aplicados al análisis del corte ortogonal. Strenkowski y Carrol (1985) fueron los pioneros de la modelización numérica del régimen estacionario de corte realizando una simulación de la formación de una viruta discontinua basada en un criterio de deformación plástica. Posteriormente, con el fin de solucionar los problemas numéricos relacionados con las condiciones extremas propias a la formación de la viruta, Marusich y Ortiz (1995) introdujeron en las simulaciones unas nuevas técnicas numéricas de adaptación del mallado con unos programas que gestionan la operación de remallado del modelo para optimizar la geometría de la malla, particularmente, cerca del filo de corte, con el fin de mejorar el fenómeno de separación del material.

Generalmente, la modelización numérica de procesos de mecanizado se realiza basándose en formulación lagrangiana, donde la deformación de la malla está directa y únicamente relacionada con la deformación del material solicitado. Debido a las grandes deformaciones que se producen especialmente en las interfaces material-herramienta, el modelo debe resolver los problemas relacionados con la distorsión excesiva de los elementos de la malla. Una opción es emplear programas iterativos de remallado automático. También existen estudios que definen el modelo empleando una formulación híbrida llamada A.L.E. (Arbitrary Lagrangian Eulerian) (Movahhedy, 2000; Gadala, 2004). Su principal ventaja es que la separación del material al nivel del filo de corte se define geométricamente al construir el modelo, sin tener que definir ningún criterio de separación de material (siempre elegido de forma arbitraria) (H. Migulez et al., 2006).

Generalmente se desarrollan modelos de 2 dimensiones que consideran condiciones de deformación plana (el material únicamente puede deformarse en planos perpendiculares al filo de corte). Esta simplificación tiene una influencia generalmente pequeña en los resultados obtenidos en simulaciones de procesos de corte ortogonal. Sin embargo, en condiciones de corte oblicuo, con velocidad de corte variable a lo largo del filo, o con profundidades de pasada pequeñas en relación con el avance, los errores sí pueden ser significativos (N.C. Marín et al., 2010).

Los modelos numéricos 3D permiten considerar los desplazamientos del material en cualquier dirección del espacio, representando de forma más realista los procesos de

mecanizado. Es necesario emplear este tipo de modelos para procesos de corte oblicuo, y en general, procesos con geometría de corte compleja como el taladrado (C. MacCormack et al., 2002). La principal limitación de los modelos 3D es que requieren una enorme cantidad de elementos para el mallado. Generalmente no es posible emplear elementos tan pequeños como los empleados en los modelos 2D. Los elevados tiempos de cálculo, capacidades de almacenamiento y mayor dificultad para el análisis de resultados que requieren estos modelos son otras de las principales desventajas de este tipo de modelización.

Actualmente, el aumento de la capacidad de los equipos de cálculo y la implementación de nuevos algoritmos de mayor eficiencia en los códigos numéricos hacen que la modelización 3D tenga cada vez un mayor interés y aplicabilidad.

1.6.4 Modelización numérica de procesos de taladrado

Se han desarrollado gran cantidad de modelos de procesos de torneado, fresado y rectificado, fundamentalmente basados en la modelización por Elementos Finitos. Sin embargo, los modelos aplicados a procesos de taladrado son menos numerosos debido a la complejidad geométrica de estos procesos (Babur et al., 2006) y a la necesidad, en general, de simular longitudes de mecanizado elevadas. Para la modelización de procesos de taladrado frecuentemente se realizan simplificaciones para aproximarlos mediante procesos de corte oblicuo (S. and Shih A et al., 2004; Nouari M et al., 2003; Dolinsek S., 2003; Hsieh HF., 1992). Sin embargo, parámetros como el ángulo de desprendimiento, el ángulo de incidencia y la velocidad de corte varían a lo largo del radio del taladro. Por esta razón, generalmente estos modelos se aplican únicamente al análisis de la formación de la viruta en la esquina de los filos principales de la herramienta. En algunos casos, incluso se consideran condiciones de corte ortogonal en esa zona del filo aplicándose modelización bidimensional (ver figura 1.24) (Dolinsek, 2003; Babur et al., 2006).

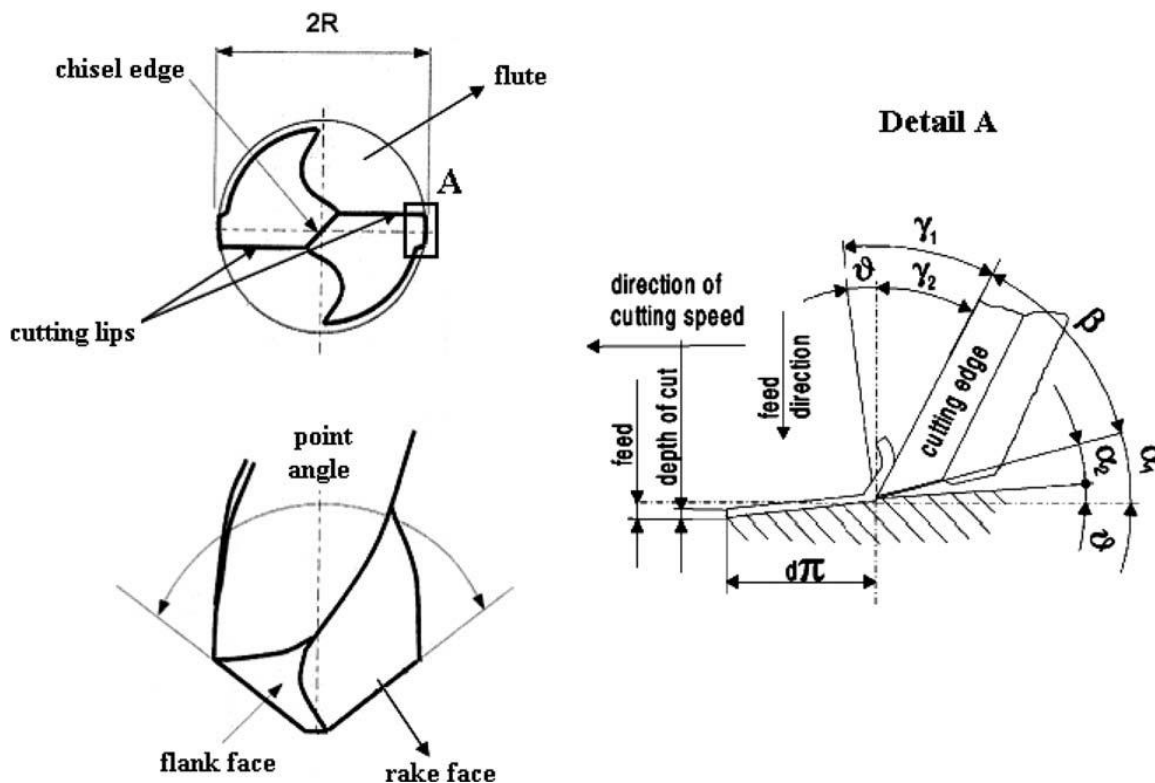


Fig. 1.24. Corte de filo de la broca, donde se aplican los modelos de corte ortogonal.

Los primeros modelos tridimensionales de taladrado de la aleación de titanio Ti6Al4V fueron desarrollados por Guo y Dornfeld en los años 1998, 2000 y 2001. También J. Strenkowski et al., 2004, estudia el proceso de taladrado sobre la base del método de elementos finitos pero aplicado al acero AISI 1020. Cheng-Hung Huang et al., 2007, realizó un estudio teórico y experimental para estimar el flujo de calor que actúa sobre el material en procesos de taladrado a partir de las temperaturas determinadas experimentalmente en la herramienta.

En los trabajos realizados por otros investigadores se establecen mallados tridimensionales con densidades $\frac{1}{2}$ del avance y cantidades de elementos menores de 50.000 (J. Gardner et al., 2006) y se realizan análisis más parciales en cuanto a magnitudes y condiciones de corte consideradas. Por consiguiente, existen pocos modelos tridimensionales de taladrado reflejados en la bibliografía especializada y en ninguno se realiza un análisis exhaustivo del mallado en estos procesos. Por otra parte las densidades de mallado son generalmente bajas.

Ozden Isbilir et al., 2011, desarrollaron un modelo numérico de taladrado de Ti6Al4V en 3D utilizando el software comercial de elementos finito ABAQUS/Explicit. Asimismo, realizaron mediciones experimentales de fuerzas, par torsor y altura de la rebabas, concluyendo que su modelo tiene una discrepancia con los resultados experimentales del 10% para la fuerza de avance y del 20% para el par torsor. Además, sus resultados numéricos sobreestimaban al altura de la rebaba en un 50-75%.

Debido a los elevados tiempos de simulación de los modelos tridimensionales, varios autores han combinado resultados experimentales y modelización numérica 2D y 3D. V.Schulze et al., 2013, emplearon resultados experimentales y un modelo de formación de viruta 2D para determinar las cargas térmicas y mecánicas que actúan sobre el material en un proceso de taladrado. Con ello, desarrollaron un modelo numérico 3D térmico aplicable a la determinación de los cambios de fase del material durante el taladrado. (Díaz-Álvarez et al., 2014) determinaron a partir de resultados experimentales y modelización analítica, las cargas térmicas que actúan sobre el material en procesos de taladrado de fibra de carbono. A partir de dicha información aplicada a un modelo numérico 2D térmico determinaron la evolución de la temperatura en el material durante el mecanizado.

También Biermann (D. Biermann et al., 2013 y D. Biermann et al., 2012) aplicó resultados experimentales y numéricos de forma combinada para obtener la evolución de la distribución térmica en el material durante el proceso de taladrado. En los trabajos de Biermann se determinan los flujos de calor hacia el material a partir de las temperaturas en el material, fuerza de avance y par torsor determinadas experimentalmente. Dichos flujos de calor se aplican a un modelo térmico bidimensional.

Otros estudios, experimentales y numéricos, se centran en la determinación de temperatura en la broca durante el proceso de taladrado. Babur et al., 2006, emplearon termopares situados en los agujeros de refrigerante de la broca en procesos de taladrado de acero AISI 1040 y aluminio 7075-T651. Estos resultados fueron comparados con los obtenidos a partir de un modelo numérico bidimensional concluyendo que la temperatura tiene una gran variación con relación al tiempo de contacto de la broca y la pieza de trabajo en todo el proceso.

CAPÍTULO 2: TRABAJO EXPERIMENTAL

En este capítulo se describe el trabajo experimental realizado en el marco de esta tesis, consistente en la realización de ensayos de taladrado en seco de la aleación de titanio Ti6Al4V en un centro de mecanizado Kondia mod. B-500.



Fig. 2 Centro de Mecanizado Kondia B-500.

En los distintos ensayos se midió la componente de la fuerza de mecanizado en la dirección del eje de la broca (fuerza axial), el par torsor y las temperaturas alcanzadas en 3 posiciones del material situadas a 1mm de la pared del taladro. Asimismo, se presenta el análisis realizado para determinar la influencia de los parámetros de corte en el proceso de taladrado. Cada ensayo se realizó con una broca nueva para eliminar el efecto del posible desgaste de herramienta. Con objeto de verificar la repetibilidad de los resultados obtenidos se repitieron los ensayos correspondientes a los parámetros de corte máximo y mínimo encontrándose diferencias inferiores al 5%.

Como se ha indicado anteriormente, con el objetivo de extraer una mayor información relativa a las variables termomecánicas que influyen en el daño térmico de la pieza y en el proceso de taladrado, se desarrolló un modelo numérico que se describe en el próximo capítulo. Los resultados experimentales obtenidos también se aplicarán a la validación de dicho modelo numérico.

2.1 DESCRIPCIÓN DE ENSAYOS

2.1.1 Material taladrado.

En los ensayos se emplearon placas de la aleación de titanio Ti6Al4V con espesor de 14 mm suministrado por el proveedor: VSMPO (Verkhnyaya Saida Metallurgical Production Association - Russia). En la tabla 3 se muestra la composición química del material empleado. El estado del material ensayado se corresponde con un tratamiento térmico de recocido (temperatura 790°C con enfriamiento al aire). Tensión de Rotura 1022-1046 Mpa.

Tabla 3 Composición del Ti6Al4V (VSMPO)

Contenido	Al	V	C	Fe	O2	N2	H2
% Máximo	6,4	4,1	0,006	0,15	0,164	0,008	0,002
% Mínimo	6,4	4,1	0,005	0,16	0,161	0,008	0,002

2.1.2 Herramienta de corte.

Los ensayos se realizaron con brocas helicoidales de diámetro 6mm, de metal duro integral, del tipo RT 100 F de la casa Guhring (Norma DIN 6537K). Estas brocas no incluyen refrigeración interior, presentan 2 filos de corte con ángulo de punta de 140° y ángulo de hélice 30°.

Considerando que el recubrimiento de la herramienta tiene gran influencia en la temperatura del proceso de taladrado (R. Panosso et al., 2006, Cantero J. et al 2006), se ensayaron brocas con dos recubrimientos:

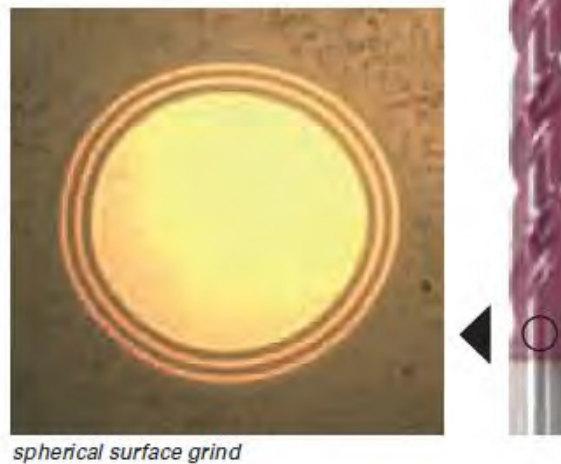
Recubrimiento TiN: Recubrimiento PVD monocapa de espesor entre 1,5 y 4 μm , con un reducido coeficiente de fricción (0,50).

Recubrimiento TiAlN/TiN: Recubrimiento PVD multicapa de espesor entre 1,5 y 5 μm con una capa interior de TiN y una capa exterior de TiAlN/TiN que ofrece una excelente resistencia al desgaste a elevadas temperaturas, por lo que se recomienda para operaciones de taladrado con lubricación por cantidades mínimas y mecanizado en seco.



a)

Characteristics:	
Coating material:	TiAlN/TiN
Coating colour:	violet
Coating structure:	multilayer + gradient
Hardness HV/5 g:	3300
Friction coefficient:	0.6
Application temperature:	max. 800°



b)

Fig.2.1 Características de broca con recubrimiento: a) TiN y b) TiAlN/TiN

(fuente: catalogo Guhring)

2.1.3 Condiciones de Corte.

Los parámetros de corte fueron establecidos siguiendo las recomendaciones del fabricante para las operaciones del taladrado del material Ti6Al4V y los resultados de ensayos previos realizados en el grupo de investigación en el que se ha desarrollado la tesis (FABDIS). Los ensayos se han realizado con velocidad de corte 30, 50 y 70m/min y avances 0.05, 0.07 y 0.1mm/rev. En la siguiente tabla se recogen las condiciones de los ensayos realizados.

Debido a que en este tipo de mecanizados el desgaste de las herramientas es muy rápido se realizó un único taladro con cada broca. De esta forma se garantiza que la geometría de la herramienta en todos los ensayos se corresponde con la geometría de herramienta nueva.

Tabla 4 Parámetros de corte establecidos en los ensayos.

<i>Tipo Rec.</i>	<i>Vc (m/min)</i>	<i>a (mm/rev)</i>
TiN	30	0.05
	50	
	70	
	30	0.07
	50	
	70	
	30	0.1
	50	
	70	
(TiAlN/TiN)	30	0.05
	50	
	70	
	30	0.07
	50	
	70	
	30	0.1
	50	
	70	

A continuación se describen los sistemas de instrumentación empleados para la medida de fuerzas y temperaturas durante los ensayos, así como los resultados obtenidos.

2.2 FUERZAS AXIALES Y PAR TORSOR.

2.2.1 Sistema de Medidas de fuerzas y par torsor.

Para llevar a cabo la medida de fuerzas y par torsor se utilizaron los siguientes componentes como cadena de medida.

- Dinamómetro rotativo piezoeléctrico.
- Sistema de acondicionamiento y adquisición de datos:
 - Amplificador.
 - Tarjeta de adquisición de datos.

2.2.1.1 Dinamómetro rotativo.

Para medir la fuerza axial generada por la broca y el par torsor se utilizó el dinamómetro piezoeléctrico rotativo Kistler Modelo 9123C, que permite medir las componentes de la fuerza en las 3 direcciones del espacio y el par correspondiente al eje de rotación (F_x , F_y , F_z , M_z). Debido a su alta rigidez posee frecuencias naturales muy altas y su precisión y sensibilidad le permiten determinar pequeños cambios en la fuerza que se está midiendo y le hacen perfectamente válido para el rango de valores utilizados.

Tabla 5 Datos técnicos del dinamómetro rotativo Kistler Modelo 9123C (Fuente: Kistler).

Sensitivity (Range 1)	F_x, F_y F_z M_z	mV/N mV/N mV/N·m	≈ 2 $\approx 0,5$ ≈ 50
Linearity		%FSO	$\leq \pm 1$
Hysteresis		%FSO	≤ 1
Crosstalk	$F_x \leftrightarrow F_y$ $F_z \rightarrow F_{xy}$ $F_{xy} \rightarrow F_z$ $M_z \rightarrow F_z$	% % % 1 N/Ncm	$\leq \pm 2$ $\leq \pm 3$ $\leq \pm 3$ $\leq \pm 0,01$

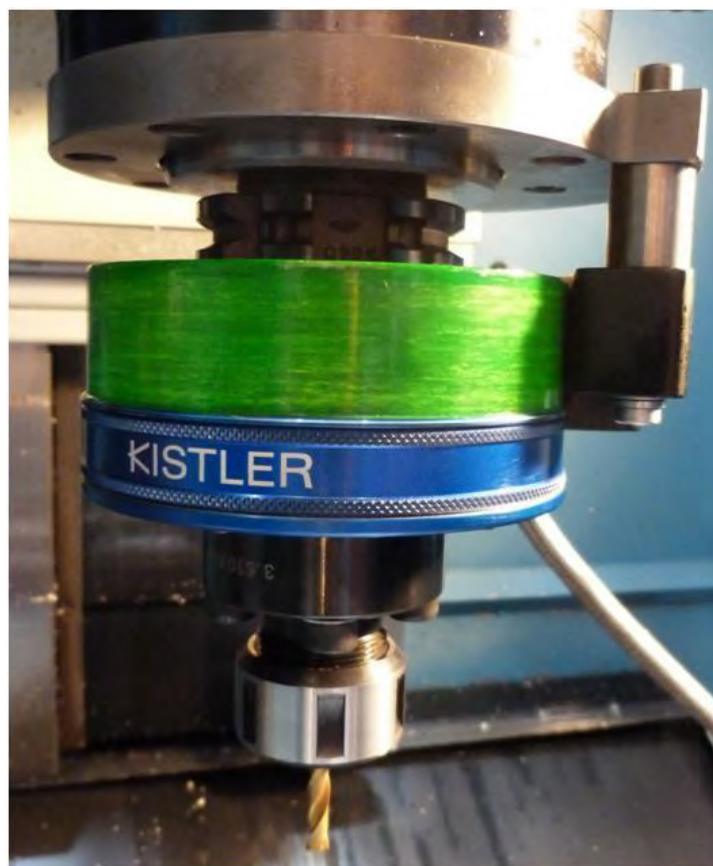


Fig.2.2 Dinamómetro rotativo Kistler Modelo 9123C (Fuente: Kistler).

2.2.1.2 Acondicionamiento y adquisición de datos:

El dinamómetro rotativo emite señales de carga eléctrica de baja amplitud (picoculombios), proporcionales a las fuerzas y par torsor a determinar. Estas señales son amplificadas mediante un amplificador de carga (Kistler, modelo 5070A), para el cual se definió una ganancia de 200. La señal de salida del amplificador es una tensión eléctrica ($\pm 10V$) que se registra por medio de un ordenador dotado de una tarjeta de adquisición de señales KEITHLEY, modelo: KUSB-3100m, resolución: 12 – 16 bit (ver Figura 2.3).



Fig.2.3 Tarjeta de adquisición de datos (fuente: www.directindustry.es)

Para el manejo y almacenamiento de los datos (fuerza axial y par torsor) se ha utilizado el software comercial Dyno Wire que permite al usuario definir la frecuencia de muestreo y activar la grabación de los datos adquiridos. La información obtenida en los ensayos se procesa en Matlab. La frecuencia de adquisición de datos se fijó en 200 Hz para todos los canales.



Fig.2.4 Amplificador 5070 y PC (Fuente: Kistler)

Tabla 6 Datos técnicos del amplificador 5070 (Fuente: Kistler).

Error (0 ... 50 °C) typ./max.	%	<±0,3/<±1
Drift, measurement type DC/long		
at 25 °C	pC/s	<±0,05
at 50 °C	pC/s	<±0,2
Frequency range (20 Vpp)	kHz	=0 ... >45
Voltage Output		
Connector type		D-Sub 15f
Output voltage	V	±10
Output current	mA	<±2
Output resistance	Ω	10
Reset-measure transition	pC	<±2
Zero point error (Reset)	mV	<±10
Output interference signal (0,1 Hz ... 1 MHz)	mVpp	<10
Low-Pass Filter		
Order		2
Cutoff frequency (-3 dB)	Hz	100, 300, 600, 1 000, 2 000
Error	%	<±5

2.2.2 Resultados de fuerza axial y par torsor.

A modo de ejemplo, en la figura 2.5 se muestra la evolución de la fuerza axial y el par torsor con el tiempo de corte correspondiente al taladrado con los 2 recubrimientos de broca considerados TiN y TiAlN/TiN, velocidad de corte 30m/min y avance 0,07mm/rev. Se observa que tanto el par torsor como la fuerza axial presentan un crecimiento inicial muy pronunciado que corresponde a la entrada de la punta de la broca (aumenta la longitud activa de los filos hasta que están actuando en su totalidad).

A partir de ese momento, la fuerza axial disminuye debido a la menor resistencia a cizalladura del material por el aumento de la temperatura. Sin embargo, a pesar de que el incremento de temperatura del material también produce una reducción de la fuerza de corte (y por tanto del par torsor), el par torsor medido crece. Esto es debido a que el ablandamiento térmico del material se compensa con el rozamiento de la broca con la pared del taladro y la viruta. Para las condiciones representadas en la Figura 2.5, a partir

del instante en el que comienza a actuar todo el filo de la herramienta, la fuerza axial se reduce en 60 y 30 N y el par torsor se incrementa en 0.9 y 0.43 N·m correspondiente a cada recubrimiento.

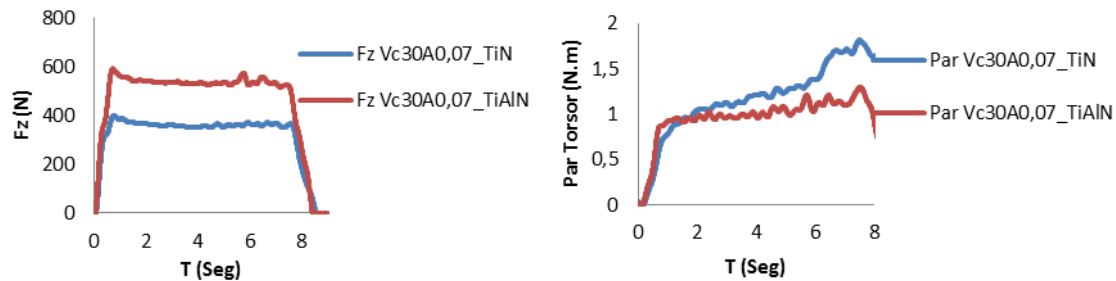


Figura 2.5 Evolución de la fuerza axial y el par torsor durante los ensayos correspondientes a brocas con recubrimiento TiN y TiAlN/TiN para una velocidad de corte 30 m/min y avance 0.07 mm/rev.

En las figuras 2.6 y 2.7 se muestran los valores de fuerza axial y par torsor en el instante en el que comienzan a actuar en su totalidad los filos de la broca sin que exista interacción broca-pared del taladro se denomina instante inicial. En la figura 2.6 se muestran los resultados correspondientes a las 9 condiciones de corte ensayadas con broca con recubrimiento TiAlN/TiN. En la figura 2.7 se muestran los resultados correspondientes a la broca con recubrimiento TiN.

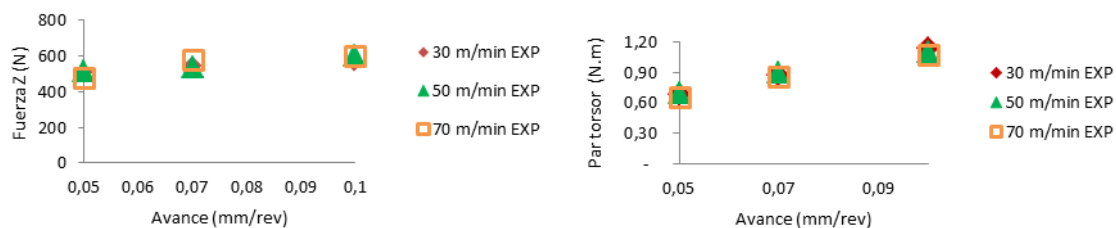


Fig. 2.6 Fuerza axial y par torsor iniciales correspondientes a la acción de la punta de la broca con recubrimiento TiAlN/TiN.

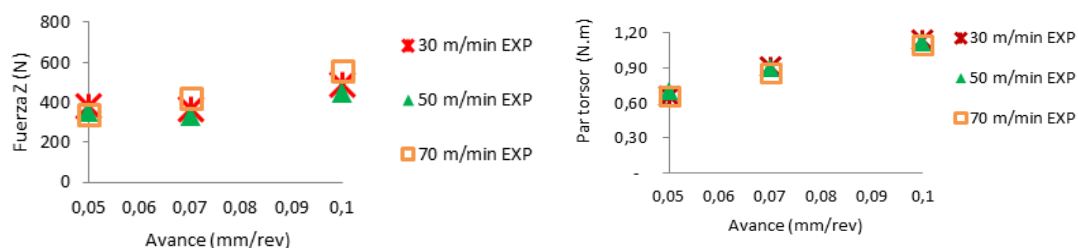


Fig. 2.7 Fuerza axial y par torsor iniciales correspondiente a la acción de la punta de la broca con recubrimiento TiN.

Para ambos recubrimientos de herramienta se observa que las variaciones de la velocidad de corte no afectan significativamente ni a la fuerza axial ni al par torsor iniciales (variaciones en general inferiores al 10%).

Sin embargo, variaciones del avance tienen un mayor efecto en el par torsor, y en menor medida en la fuerza axial. En concreto, incrementos del avance desde 0,05mm/rev a 0,1mm/rev provocan incrementos de la fuerza axial de hasta el 20% e incrementos del par torsor de hasta el 40%.

En relación con la influencia del recubrimiento de la broca, se obtienen valores de la fuerza axial inicial generalmente entre un 25% y 40% superiores para la herramienta con recubrimiento TiAlN/TiN. El valor del par torsor correspondiente (debido a la acción de los filos, sin considerar la interacción con la pared del taladro) es similar para ambos recubrimientos (variaciones inferiores al 5%). La geometría de la arista de corte (redondeo, facetas y otros) afectan de forma significativa a las fuerzas en la dirección del movimiento de avance (Fuerza axial) y en menor medida a las de corte. Por ello, se considera que las fuerza y par indicadas puede deberse al efecto del recubrimiento sobre la geometría de la arista del filo, que será menos aguda para el recubrimiento multicapa.

Como se ha indicado, al avanzar la broca durante el taladrado la fuerza axial y el par torsor se modifican debido al efecto de la interacción de la broca, la pared del taladro y las virutas. El efecto sobre la fuerza axial es moderado (generalmente se reduce entre un 5 y un 10%). El incremento del par torsor desde que comienzan a actuar los filos de la broca en su totalidad, hasta el final del taladrado, es significativo para ambos recubrimientos. En la figura 2.8 se muestran dichos incrementos de par torsor para las distintas condiciones de corte y recubrimientos considerados. Se observa que el incremento del par es mayor para la broca con recubrimiento TiN, especialmente cuando se emplean valores elevados de avance. Este efecto puede ser debido a que el recubrimiento TiAlN/TiN presenta un efecto de escudo térmico que reduce la temperatura de la herramienta y por tanto su dilatación. Por ello, esta herramienta tendrá un menor rozamiento con las paredes durante el taladrado.

En concreto, para el recubrimiento TiAlN/TiN, la interacción de la broca con la pared del taladro provoca un incremento del par torsor de entre el 30% y el 50% del valor del par

torsor correspondiente únicamente a la acción de los filos. Para el recubrimiento TiN el efecto de la pared del taladro supone un incremento del par torsor de entre el 40% y el 60%.

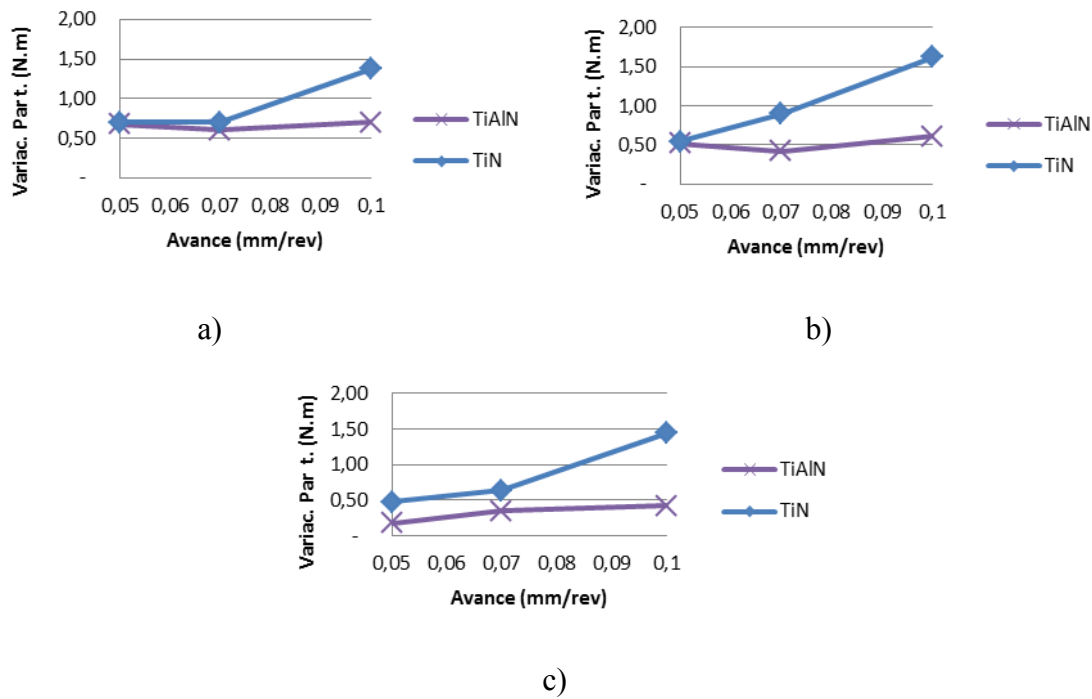


Figura 2.8 Incremento del par torsor debido a la interacción Broca-Pared obtenida para las brocas con recubrimiento TiN y TiAlN/TiN para una velocidad de corte a) 30m/min, b) 50 m/min y c) 70 m/min.

2.3 TEMPERATURA EN EL MATERIAL.

Con objeto de evaluar el posible daño térmico que sufrirá el material durante el proceso de taladrado se determinó la evolución de la temperatura en determinadas posiciones del material. La medida de temperatura se realizó simultáneamente a la medida de fuerza axial y par torsor descrita en el apartado anterior de este capítulo. Tal y como se indicó anteriormente, los ensayos se realizaron empleando placas de Ti6Al4V de espesor 14mm.

A continuación se define la metodología seguida.

2.3.1 Sistema de medidas de temperatura.

Se emplearon termopares tipo K de la marca Thermocoax. Se trata del tipo de termopares más usual en la industria debido a su gran versatilidad. El par está compuesto por Níquel y Cromo-Níquel y su rango de medida está entre -200 y $+1500^{\circ}\text{C}$. El diámetro de la funda es de 1mm y está fabricada en Inconel. Estos termopares siguen las normas IEC 584.2 y DIN EN 60584.2 y son de clase 1, lo que implica una incertidumbre de $\pm 2,5^{\circ}\text{C}$ dentro de su rango de trabajo.

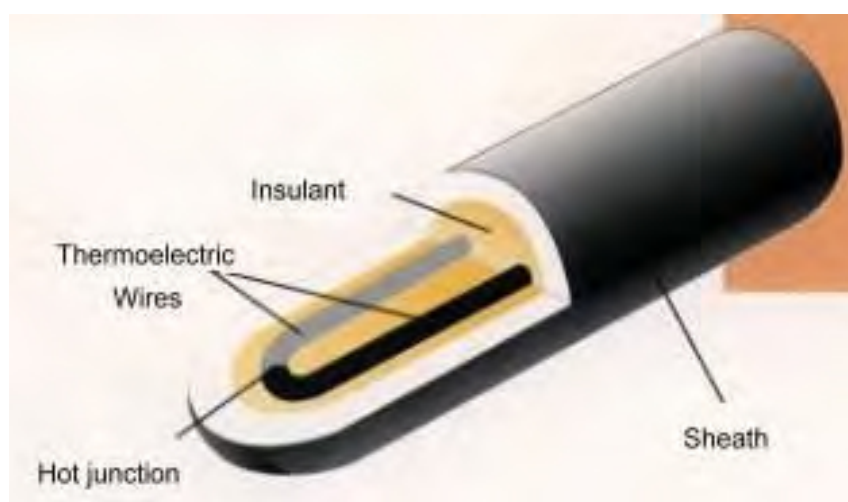


Fig.2.9 Esquema de un termopar tipo K (Fuente: Thermocoax)

El registro de datos se realizó en el mismo ordenador empleado para las medidas de fuerza y par dotado de una tarjeta de adquisición de señales Marca: KEITHLEY Modelo: KUSB-3100 Resolución: 12 – 16 bit Compatibilidad USB 2.0 y USB 1.1. Puesto que las señales emitidas por los sensores son muy bajas, se han amplificado mediante amplificadores Nec San-ei AS2503.

2.3.2 Posicionamiento de los termopares.

Mediante el sistema de medida descrito anteriormente se determinó la evolución de la temperatura del material en 3 posiciones situadas a 1mm de la pared del taladro y a distancias de la superficie superior del material de 3, 7,5 y 12 mm respectivamente. En adelante se les denominará respectivamente Termopar 1 (T1), Termopar 2 (T2) y Termopar 3 (T3).

Para la fijación del material taladrado se fabricó un soporte que incluye un sistema para el posicionamiento y empuje de los 3 termopares en los correspondientes taladros del material (ver figuras 2.10, 2.11).

Después de cada ensayo es preciso desplazar el material de forma que al realizar el siguiente taladrado, la posición de los termopares respecto a la pared del taladro sea la definida previamente con elevada precisión. Para ello, se realizaron taladros de posicionamiento en la zona central del material ensayado (ver figura 2.12 y figura 2.13).

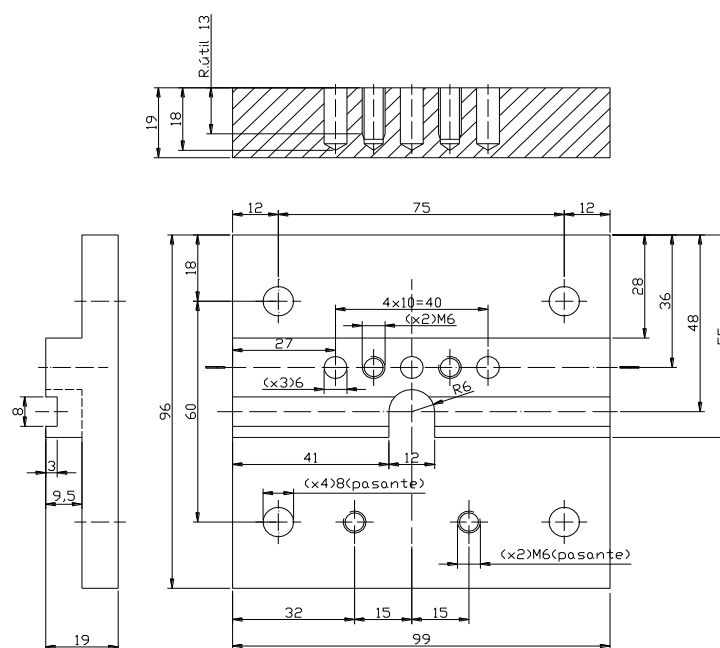


Fig.2.10 Soporte para las probetas de Ti6Al4V.

Con el fin de mantener en contacto la punta de los termopares y el fondo de los taladros donde van alojados, el sistema incluye un mecanismo compuesto por unos casquillos rigidizadores dentro de los cuales se han soldado los termopares, unos muelles que aseguran el apriete y unos pasadores que permiten soltar los muelles fácilmente. Asimismo fue necesario diseñar y fabricar utillajes de fijación de los termopares como muestra la figura 2.11.

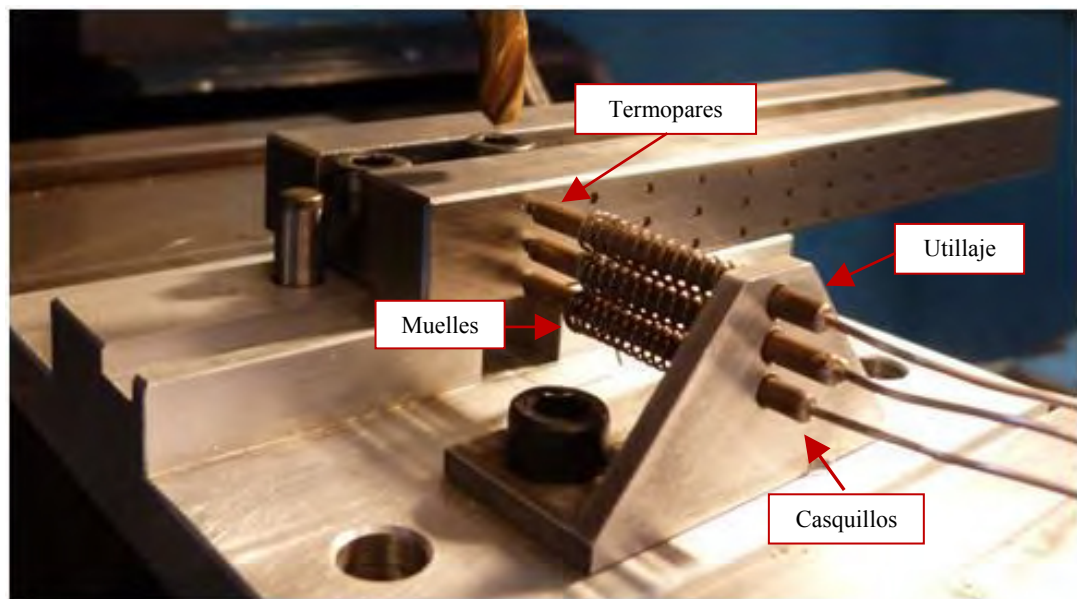


Fig.2.11 Termopares, sistema de sujeción y empuje.

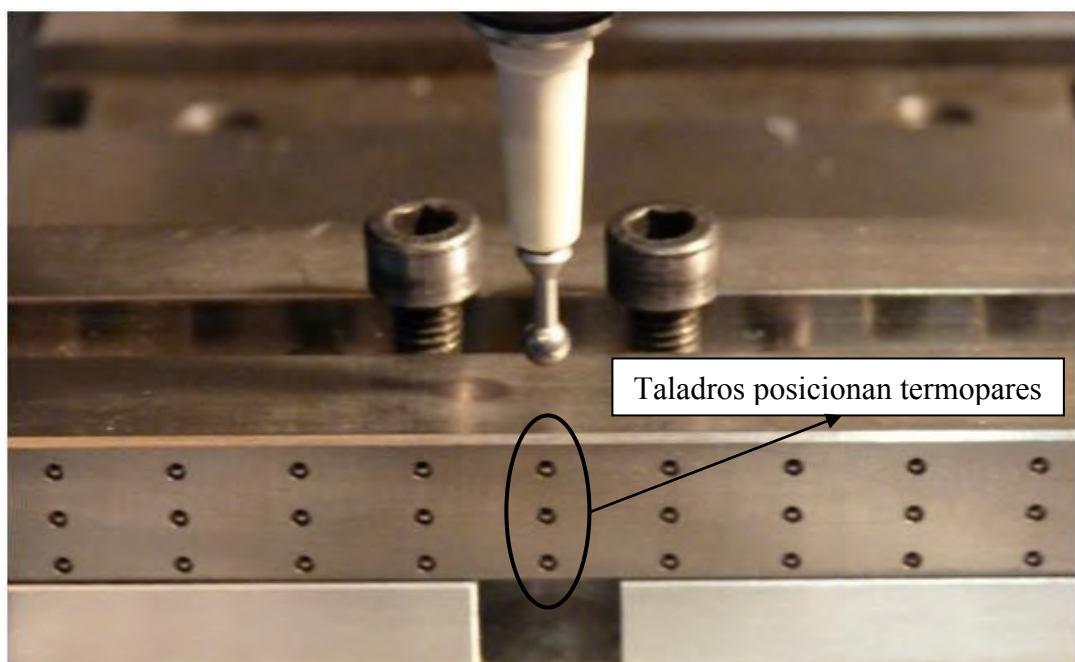


Fig.2.12 Taladros para el posicionamiento de los termopares en el material.

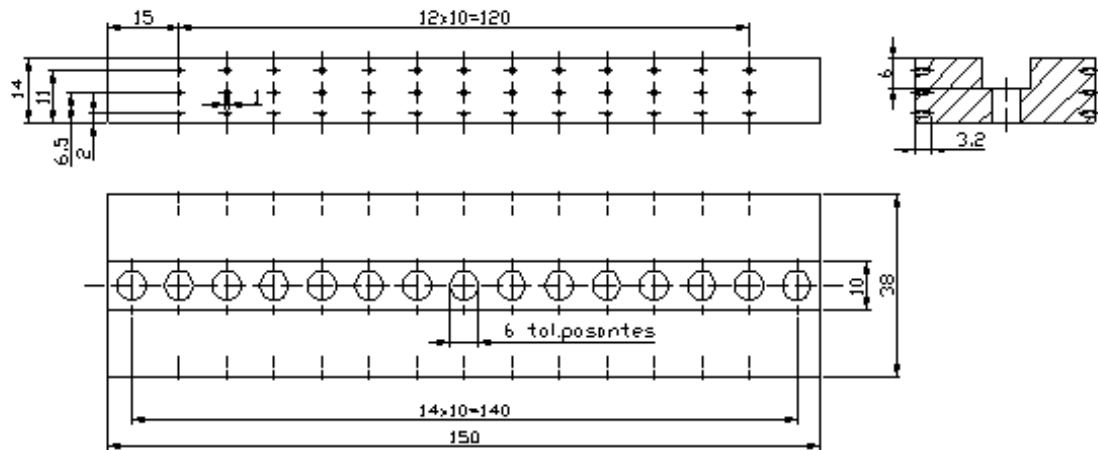


Fig.2.13. Esquema indicativo de la geometría de las probetas de titanio utilizadas.

2.3.3 Resultados de temperatura.

El daño térmico en el material se produce en las zonas que alcanzan máximas temperaturas durante el proceso debido a la acción de los filos de la broca. Es decir, en el fondo del taladro (no es relevante en el caso de taladros pasantes) y en la zona inferior de la pared del taladro. El daño térmico es función de la temperatura máxima alcanzada durante el proceso y del tiempo durante el cual se mantienen dichas elevadas temperaturas.

Tal y como se ha indicado, durante los ensayos realizados se han obtenido las curvas de la evolución de la temperatura en 3 posiciones situadas a 1mm de la pared del taladro:

Posición T1: Situada a 3mm de la superficie superior del material.

Posición T2: Situada a 7,5mm de la superficie superior del material.

Posición T3: Situada a 12mm de la superficie superior del material.

El hecho de que las temperaturas se midan a una distancia de 1mm de la pared del taladro (que es donde se produce el daño térmico) hace necesario analizarlas las señales de los termopares para extraer información sobre el daño térmico correspondiente.

A modo de ejemplo, en la figura 2.14 se muestran los resultados correspondientes a los ensayos con velocidad de corte 30m/min y avance 0,1mm/rev para los 2 recubrimientos

de broca considerados. En las gráficas con recubrimiento TiN, para los termopares más cercanos a la entrada de la broca (T1 y T2), se observa un primer máximo de temperatura correspondiente al paso de la esquina del filo por la profundidad de taladrado donde se encuentra el termopar. Dicho valor máximo es el más representativo del daño térmico en la pared del taladro para la profundidad en la que está posicionado. Posteriormente se produce otro incremento de temperatura debido al paso de los filos de la broca en el movimiento de retroceso, una vez finalizado el ensayo. Este segundo incremento de temperatura es poco significativo para el termopar situado a mayor profundidad (T3). Estos efectos, aunque más atenuados, se observan también en las gráficas correspondientes a broca con recubrimiento TiAlN/TiN.

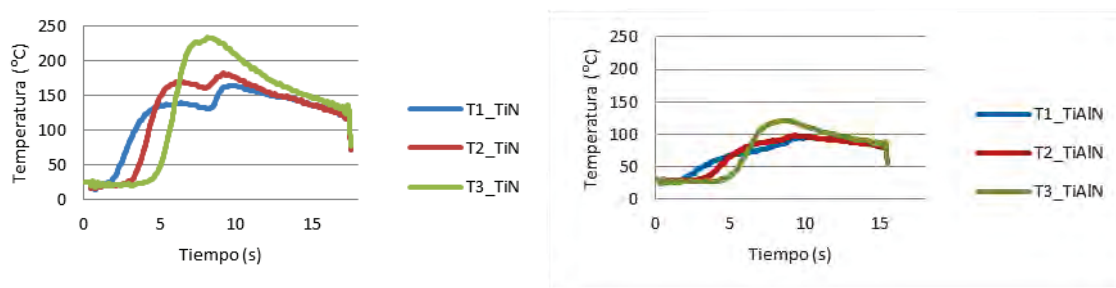


Fig.2.14 Resultados experimentales de la evolución de la temperatura en los termopares T1, T2 y T3 para velocidades de corte constante 30 m/min y avance 0,01 mm/rev. con recubrimiento de TiN y TiAlN/TiN.

Como se ha indicado, la temperatura más representativa del daño térmico en el material debido al mecanizado es la producida aproximadamente cuando los filos de la broca alcanzan la profundidad del termopar correspondiente. Debe considerarse que habrá un cierto retraso en ese máximo de temperatura debido al tiempo que tarda en llegar el calor hasta el termopar. Se define como temperaturas más representativas del daño en la profundidad de taladro correspondiente a las posiciones T3, T2 y T1 a las obtenidas aplicando las expresiones (2), (2.1) y (2.2):

$$T_{3(equiv.)} = \text{máx}[T_3(t_c)]; \quad \text{Ec. 2;}$$

Siendo $T_{3(equiv.)}$ la temperatura determinada por el termopar 3 más representativa del daño térmico en la pared del taladro a una profundidad de 12mm.

$$T_{2(equiv.)} = T_2(t_{c3(equiv.)} - \Delta t_{c(2-3)}) ; \quad Ec. 2.1;$$

Siendo $T_{2(equiv.)}$ la temperatura determinada por el termopar 2 más representativa del daño térmico en el material a una profundidad de 7mm, que es igual a la temperatura correspondiente al tiempo de corte $t_{c3(equiv.)} - \Delta t_{c(2-3)}$; donde $t_{c3(equiv.)}$ es el tiempo de corte en el cual se produce el máximo de la temperatura determinada con el termopar T3, e $\Delta t_{c(2-3)}$ es el incremento de tiempo de corte que corresponde al desplazamiento de la broca desde la profundidad del termopar T2 hasta la del termopar T3.

$$T_{1(equiv.)} = T_1(t_{c3(equiv.)} - \Delta t_{c(1-3)}); \quad Ec. 2.2;$$

Siendo $T_{1(equiv.)}$ la temperatura determinada por el termopar 1 más representativa del daño térmico en el material a una profundidad de 7,5mm, que es igual a la temperatura correspondiente al tiempo de corte $t_{c3(equiv.)} - \Delta t_{c(1-3)}$; donde $\Delta t_{c(1-3)}$ es el incremento de tiempo de corte que corresponde al desplazamiento de la broca desde la profundidad del termopar T1 hasta la del termopar T3.

Como se ha indicado anteriormente, el daño térmico no es función únicamente de la temperatura máxima alcanzada, sino también del tiempo durante el cual se mantienen dichas elevadas temperaturas. El tiempo a elevadas temperaturas está muy relacionado con la velocidad de avance de la broca. Mayores velocidades de avance se corresponden con menores tiempos durante los cuales los filos afectan térmicamente al material, y por tanto, menores tiempos a temperaturas cercanas a la máxima. Este efecto no se refleja de forma significativa en las temperaturas medidas en los ensayos debido a que se trata de temperaturas a una distancia de la pared del taladro de 1mm. A modo de ejemplo, en la figura 2.15 se muestra la evolución de la temperatura medida por el termopar nº 3 (T3) en los ensayos realizados con recubrimiento TiAlN/TiN y velocidad de corte 30m/min. Se observa que la pendiente de la temperatura alrededor de su valor máximo es similar para los 3 avances considerados.

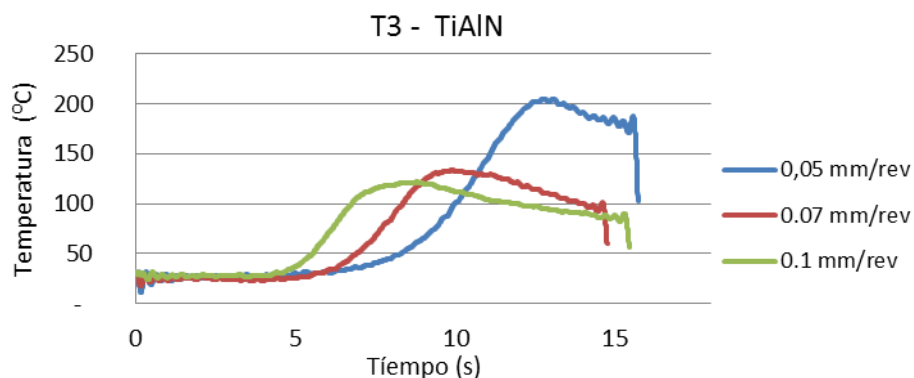


Fig.2.15 Resultados experimental de la evolución de la temperatura medida por el termopar T3 en los ensayos realizados con recubrimiento TiAlN/TiN para velocidad de corte 30m/min.

En las figuras 2.16 y 2.17 se representan los valores de temperatura más representativos del daño térmico, tal y como han sido definidos previamente, para los 3 termopares ($T_{1(equiv.)}$, $T_{2(equiv.)}$, $T_{3(equiv.)}$). No obstante, debe considerarse que las temperaturas máximas en el material se producirán en la pared del taladro, y serán muy superiores a las representadas, que han sido obtenidas experimentalmente a una distancia de 1mm de dicha pared del taladro.

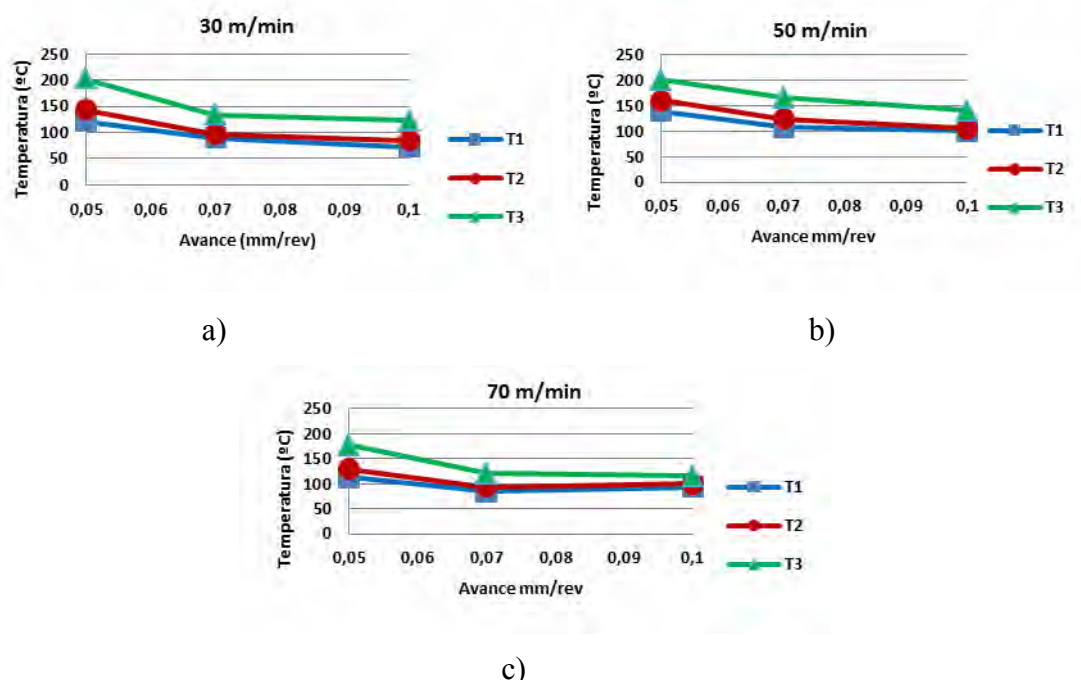


Fig.2.16 Resultados experimentales de la evolución de la temperatura máxima en los termopares T1, T2 y T3 para velocidades de corte constante a) 30 m/min., b) 50 m/min. y c) 70 m/min. con recubrimiento de TiAlN/TiN.

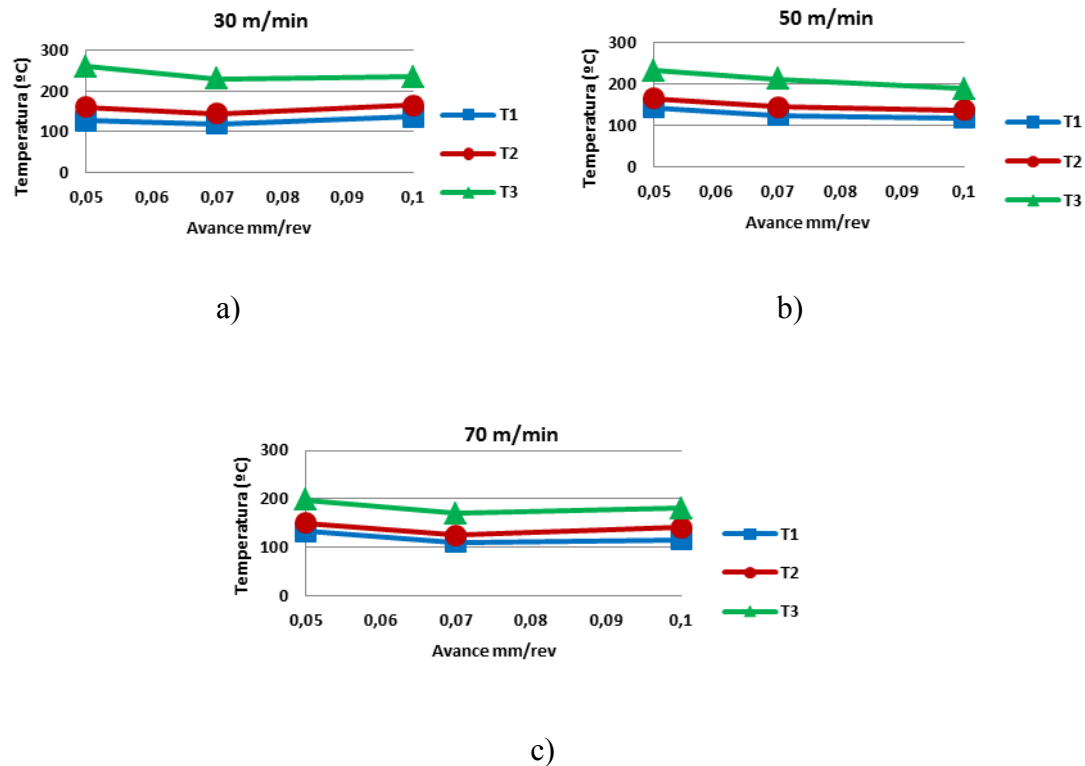


Fig.2.17 Resultados experimental de la evolución de la temperatura máxima en los termopares T1, T2 y T3 para velocidades de corte constante a) 30 m/min, b) 50 m/min y c) 70 m/min. con recubrimiento de TiN.

En todos los casos, las temperaturas son mayores para el termopar situado a mayor profundidad (T3). Las temperaturas determinadas con T2 y T1 son más parecidas, aunque algo superiores para T2 (situado a mayor profundidad que T1). Las diferencias de temperaturas para los 3 termopares son algo mayores en los ensayos realizados con recubrimiento de herramienta TiN que en los ensayos con recubrimiento TiAlN/TiN. En concreto, para la herramienta TiN, la temperatura es un 10%-20% mayor para T2 que para T1 y un 30%-50% mayor para T3 que para T1. Para la herramienta TiAlN/TiN, la temperatura es un 5%-15% mayor para T2 que para T1 y un 18%-40% mayor para T3 que para T1.

Por otra parte, en general las temperaturas alcanzadas a 1mm de la pared del taladro en los ensayos con brocas TiN son significativamente superiores a las correspondientes al recubrimiento TiAlN/TiN. Las menores temperaturas con recubrimiento TiAlN/TiN pueden deberse al efecto de escudo térmico de dicho recubrimiento, que reduce la temperatura de la broca y por tanto su dilatación y fricción con las paredes del material

taladrado. Para el avance menor (0,05mm/rev) las diferencias de temperatura entre recubrimientos son reducidas (entre un 3% y un 15% mayores para TiN. Para los restantes avances las temperaturas para el recubrimiento TiN son entre un 15% y un 40% mayores.

Generalmente, el incremento del avance produce una disminución de las temperaturas medidas por los termopares a 1mm de la pared del taladro. Esto es debido a que aunque se genera una mayor cantidad de calor en el proceso de formación de viruta, una mayor proporción del mismo se disipa en el calentamiento de la viruta. Por otra parte, la mayor velocidad de avance de la herramienta se relaciona con un menor tiempo durante el cual la herramienta disipa calor hacia la pared del taladro. Este efecto es mayor en los ensayos con recubrimiento de broca TiAlN/TiN donde las diferencias de temperatura entre el avance mínimo y máximo son de entre un 20% y un 40%. Para el recubrimiento TiN el aumento del avance produce una disminución de las temperaturas medidas en el material de en torno al 10%. La mayor influencia del avance para el recubrimiento TiAlN/TiN puede ser debida al menor efecto del recubrimiento como escudo térmico de la broca al aumentar el tiempo de corte.

Por último, en general el incremento de la velocidad de corte reduce las temperaturas obtenidas en los ensayos, aunque de forma poco significativa. Estas menores temperaturas se deben a la menor duración del proceso de taladrado al aumentar la velocidad de corte. Únicamente, para la temperatura medida con el termopar situado a mayor profundidad (T3), en los ensayos con recubrimiento TiN, se obtienen disminuciones relevantes. En este caso se obtienen temperaturas para la velocidad de corte 70m/min un 25% menores que para la velocidad 30m/min.

2.4 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO.

En este capítulo se han descrito los diferentes ensayos realizados para una mayor comprensión de los procesos de taladrado de titanio en seco, específicamente para la aleación Ti6Al4V. A continuación se describen las principales conclusiones obtenidas en relación con los siguientes aspectos:

Metodología de ensayo:

- Se han realizado 18 ensayos de taladrado en seco de la aleación de titanio Ti6Al4V midiendo la fuerza axial, el par torsor y la evolución de la temperatura en 3 posiciones situadas a distintas profundidades y a 1mm de la pared del taladro. Los ensayos corresponden a 9 condiciones de corte (3 velocidades de corte y 3 avances por revolución) y a herramientas con 2 recubrimientos distintos (TiN y TiAlN/TiN).
- Se han diseñado y fabricado probetas del material y sistemas de fijación y posicionamiento que garantizan la precisión posicional y funcional de los termopares. La precisión de los alojamientos de los termopares y la utilización de un sistema de empuje de los mismos para garantizar el contacto con el material es necesaria para asegurar la calidad y homogeneidad de las medidas.
- Los valores experimentales obtenidos (fuerza axial, par torsor y temperatura) muestran una buena repetibilidad, son coherentes con resultados reflejados en la bibliografía consultada y muestran tendencias con las condiciones de corte razonables. Por tanto, se concluye que la metodología experimental desarrollada es adecuada para la determinación de las magnitudes indicadas.

Análisis de la fuerza axial y el par torsor

- Tanto el par torsor como la fuerza axial presentan un crecimiento inicial muy pronunciado que corresponde a la entrada de la punta de la broca. A partir de ese momento, la fuerza axial disminuye debido a la menor resistencia a cizalladura del material por el aumento de la temperatura. Sin embargo, el par torsor crece debido a que el ablandamiento térmico del material se compensa con el rozamiento de la broca con la pared del taladro y la viruta.
- La disminución de la fuerza axial durante el taladrado debida al ablandamiento térmico es moderada (generalmente entre un 5 y un 10%).

- Para el recubrimiento TiAlN/TiN, la interacción de la broca con la pared del taladro provoca un incremento del par torsor de entre el 30% y el 50% del valor del par torsor correspondiente únicamente a la acción de los filos. Para el recubrimiento TiN el efecto de la pared del taladro supone un incremento del par torsor de entre el 40% y el 60%. Esta menor influencia observada para el recubrimiento TiAlN/TiN puede ser debida a que dicho recubrimiento presenta un efecto de escudo térmico que reduce la temperatura de la herramienta y por tanto su dilatación. Por ello, esta herramienta tendrá un menor rozamiento con las paredes durante el taladrado.
- En relación con la fuerza axial y el par torsor correspondientes al momento en el que las esquinas del filo alcanzan la superficie superior del material (actúan en su totalidad los filos de la broca, pero no existe interacción con la pared del taladro) se observa:
 - Las variaciones de la velocidad de corte afecta de forma poco significativa tanto al par torsor como a la fuerza axial (variaciones en general inferiores al 10%).
 - Variaciones del avance tienen un mayor efecto en el par torsor, y en menor medida en la fuerza axial. Incrementos del avance desde 0,05mm/rev a 0,1mm/rev provocan incrementos de la fuerza axial de hasta el 20% e incrementos del par torsor de hasta el 40%.
 - En relación con la influencia del recubrimiento de la broca, se obtienen valores de la fuerza axial inicial generalmente entre un 25% y 40% superiores para la herramienta con recubrimiento TiAlN/TiN. Se considera que estas diferencias tan importantes son debidas al efecto del recubrimiento sobre la geometría de la arista del filo, que será menos aguda para el recubrimiento multicapa. El valor del par torsor correspondiente es similar para ambos recubrimientos (variaciones inferiores al 5%).

Análisis de la temperatura en el material:

- El daño térmico en el material se produce en las zonas que alcanzan máximas temperaturas durante el proceso debido a la acción de los filos de la broca. El daño térmico es función de la temperatura máxima alcanza durante el proceso y del tiempo durante el cual se mantienen dichas elevadas temperaturas.
- El tiempo a elevadas temperaturas está muy relacionado con la velocidad de avance de la broca. Este efecto no se refleja de forma significativa en las temperaturas medidas en los ensayos debido a que se trata de temperaturas a una distancia de la pared del taladro de 1mm.
- En todos los casos, las temperaturas son mayores para el termopar situado a mayor profundidad (T3). Las temperaturas determinadas en la zona media del material (T2) y en la posición más cercana a la entrada de la broa (T1) son más parecidas, aunque algo superiores para T2.
- Las diferencias de temperaturas para los 3 termopares son algo mayores en los ensayos realizados con recubrimiento de herramienta TiN (variaciones de hasta el 50%) que en los ensayos con recubrimiento TiAlN/TiN (variaciones de hasta el 40%).
- Para avances pequeños, las diferencias de temperatura medidas para distintos recubrimientos son poco relevantes. Para los avances 0,07mm/rev y 0,1mm/rev las temperaturas alcanzadas en los ensayos con brocas TiN son significativamente superiores a las correspondientes al recubrimiento TiAlN/TiN. Las menores temperaturas con recubrimiento TiAlN/TiN pueden deberse al efecto de escudo térmico de dicho recubrimiento, que reduce la temperatura de la broca y por tanto su dilatación y fricción con las paredes del material taladrado. Para el avance 0,05mm/rev, el elevado tiempo de corte reduce la eficacia del efecto de escudo térmico de dicho recubrimiento.
- Generalmente, el incremento del avance produce una disminución de las

temperaturas medidas por los termopares a 1mm de la pared del taladro. Esto es debido a que aunque se genera una mayor cantidad de calor en el proceso de formación de viruta, una mayor proporción del mismo se disipa en el calentamiento de la viruta. Por otra parte, la mayor velocidad de avance de la herramienta se relaciona con un menor tiempo durante el cual la herramienta disipa calor hacia la pared del taladro. Este efecto es mayor en los ensayos con recubrimiento de broca TiAlN/TiN donde las diferencias de temperatura entre el avance mínimo y máximo son de entre un 20% y un 40%. Para el recubrimiento TiN el aumento del avance produce una disminución de las temperaturas medidas en el material de en torno al 10%. La mayor influencia del avance para el recubrimiento TiAlN/TiN se explica debido a la influencia del avance sobre la eficacia del efecto de escudo térmico de dicho recubrimiento.

- El incremento de la velocidad de corte reduce las temperaturas obtenidas en los ensayos, aunque de forma poco significativa. Estas menores temperaturas se deben a la menor duración del proceso de taladrado al aumentar la velocidad de corte.

El análisis de los resultados experimentales obtenidos ha permitido extraer conclusiones en relación con el daño térmico en el material debido al mecanizado para distintos parámetros de cortes y recubrimiento de broca. Por ello suponen una aportación novedosa y de interés para el conocimiento de los procesos de taladrado en seco del material Ti6Al4V.

CAPÍTULO 3: MODELIZACIÓN NUMÉRICA.

Los modelos numéricos permiten obtener valores de las principales magnitudes termomecánicas implicadas en el proceso, de muy difícil determinación experimental. En esta tesis se ha desarrollado un modelo numérico con el objetivo de profundizar en el conocimiento de los procesos de taladrado en seco de aleaciones de titanio, orientándose especialmente a la determinación del efecto térmico sobre el material.

El trabajo experimental, descrito en el segundo capítulo, se realizó considerando herramientas con 2 recubrimientos (TiN y TiAlN-TiN). Sin embargo, debido a los enormes tiempos de cálculo que requieren los modelos numéricos tridimensionales de taladrado, únicamente se han definido modelos para brocas con recubrimiento TiAlN-TiN. Se ha seleccionado este recubrimiento debido a que se trata de un recubrimiento especialmente recomendado para operaciones de mecanizado en seco, en principio más adecuado para los procesos de taladrado considerados. Por otra parte, en los ensayos

descritos en el segundo capítulo se obtuvieron menores temperaturas en el material en los ensayos realizados con recubrimiento TiAlN-TiN, por lo que es previsible que también el daño térmico en el material podría ser menor.

En este capítulo se indican las principales características del modelo establecido.

3.1 GEOMETRÍA DE LA PIEZA Y DE LA HERRAMIENTA.

Debido a la simetría básicamente axilsimétrica del proceso de taladrado se definió la geometría del material taladrado como discos de diámetro y espesor determinados. Es necesario que las superficies laterales del material estén suficientemente alejadas de la pared del taladro para que el borde de la pieza no distorsione los resultados del modelo. El tutorial de DEFORM3DTM v.6.1 recomienda emplear un diámetro de pieza al menos un 20% mayor que el diámetro de la broca. Se optó por emplear diámetros algo mayores debido a que pretendían realizarse simulaciones con tiempos de corte relativamente elevados. Se realizaron diversas pruebas con diámetros entre 9 y 15mm optándose finalmente por el diámetro de 9mm. Asimismo, se realizaron simulaciones correspondientes a espesores de entre 2 y 10 mm optándose finalmente por el espesor de 2mm.

La geometría de la herramienta es la correspondiente a una broca helicoidal definida empleando la utilidad disponible en el programa DEFORM a partir de la siguientes parámetros geométricos: Diámetro de 6mm, ángulo de punta 140°, ángulo de hélice 30° y longitud del filo transversal 1.2 mm. Figura 3.1

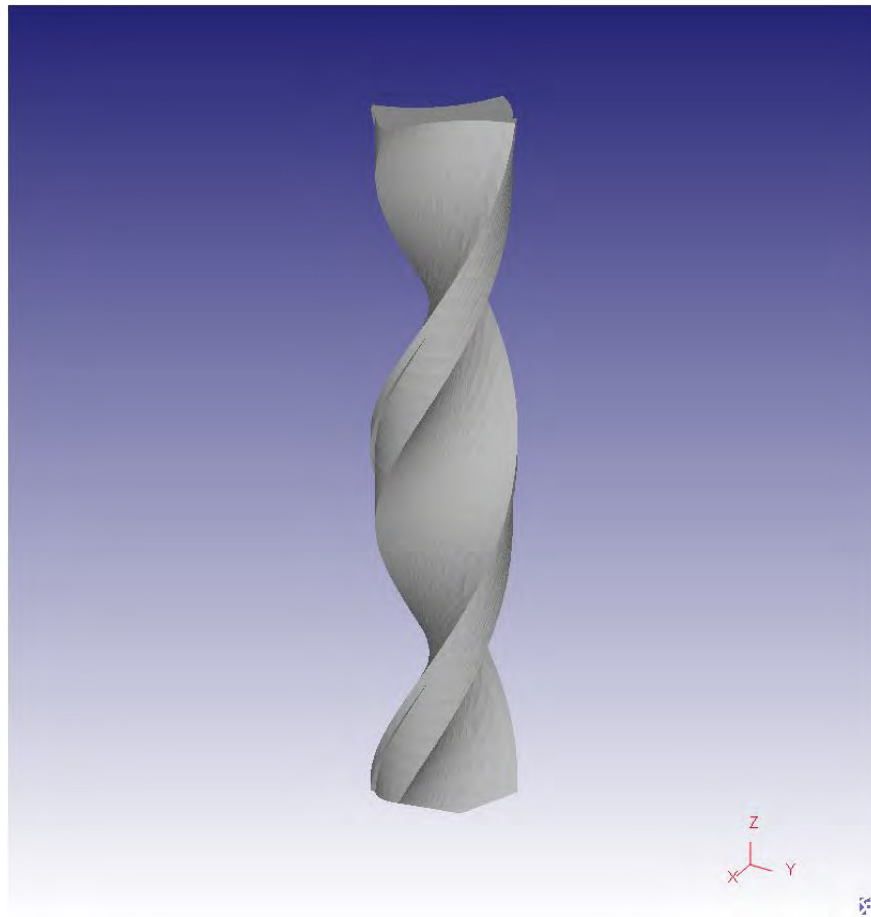


Fig. 3.1 Geometría de la broca.

3.2 CARACTERÍSTICAS DEL MATERIAL DE LA PIEZA Y DE LA HERRAMIENTA.

3.2.1 Material de la pieza:

El material de la pieza que se utilizó en la elaboración en el modelo es Titanio, concretamente la aleación Ti6Al4V.

Para la definición de las propiedades del material de la pieza, se seleccionó el material que tiene el Ti6Al4V en la librería del código DEFORM3D™ v.6.1.

La definición del material se realiza a través del asistente “Material” (Figura 3.2). En primer lugar se define las características básicas del material y posteriormente se puede

completar a través de la definición de la ecuación constitutiva del material a utilizar. Asimismo, el software incluye un panel muy completo de introducción de datos que permite modificar las características del material.

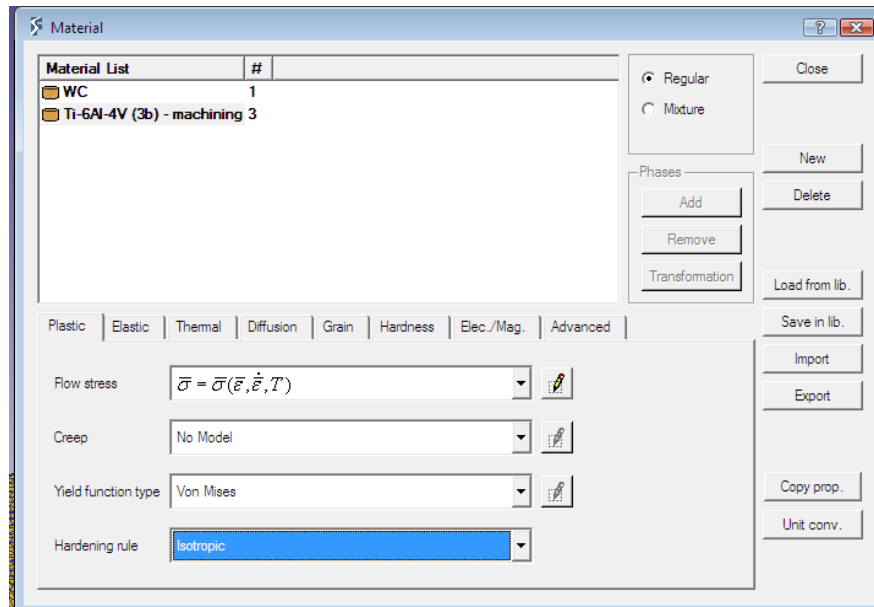


Fig. 3.2 Propiedades del material

La caracterización completa del material se encuentra en forma de tablas y graficas que definen el comportamiento termomecánico del mismo para diferentes temperaturas y velocidades de deformación. En la figura 3.3 se muestra la gráfica, para la temperatura 300 °C, correspondiente a la curva de tensión-deformación del material para diferentes rangos velocidades de deformación.

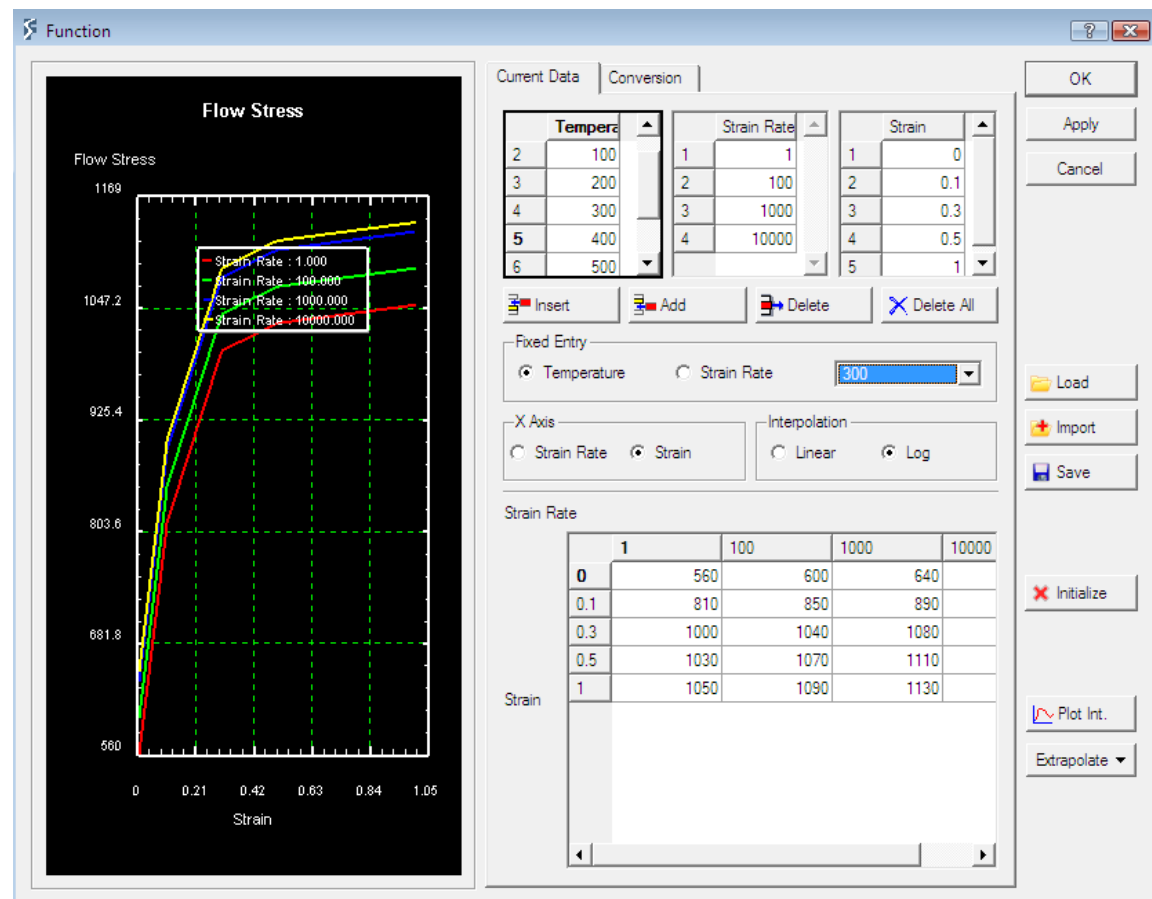


Fig. 3.3 Grafica de tensión y deformación para la temperatura de 300°C y diferentes velocidades de deformación.

En la figura 3.4 se muestran los valores de la curva tensión-deformación, para la velocidad de deformación 1000s⁻¹ y las diferentes temperaturas definidas.

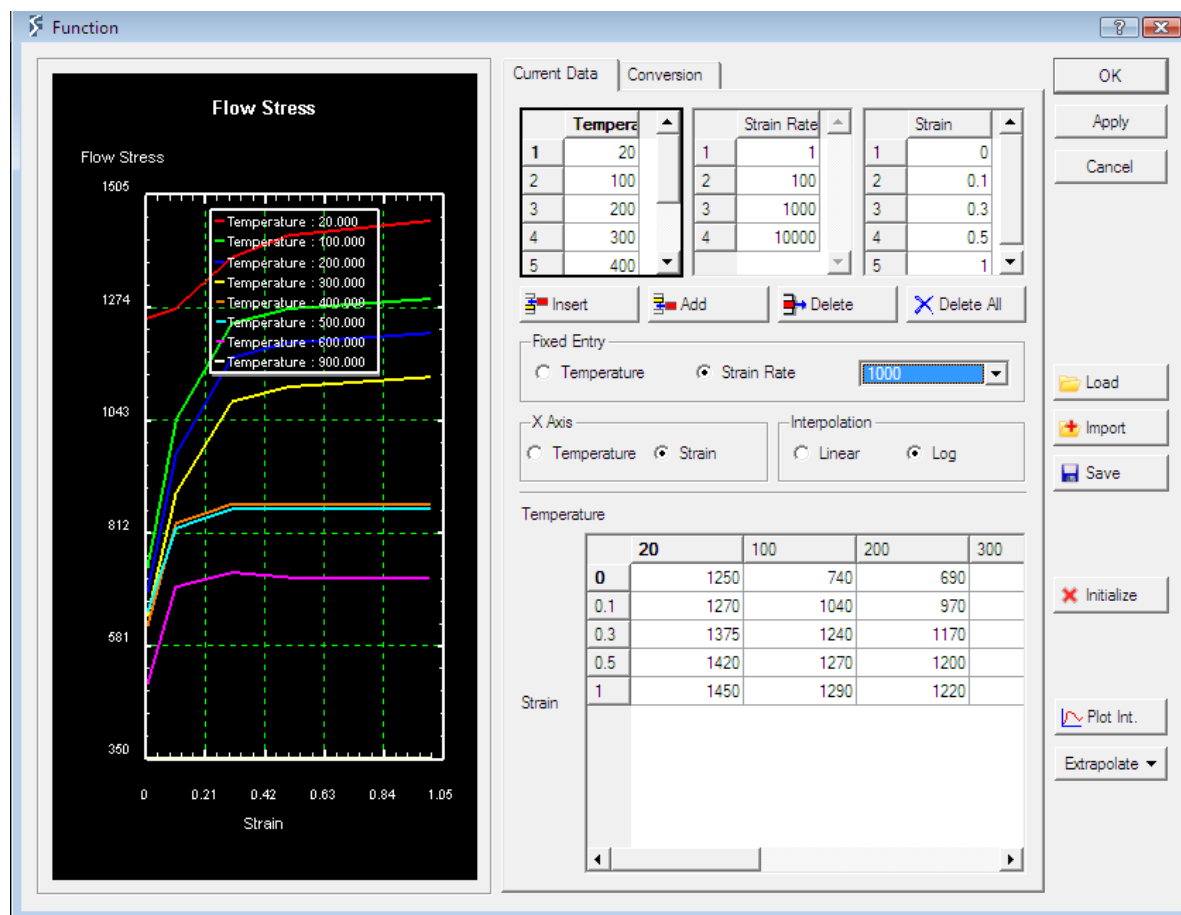


Fig. 3.4 Grafica de tensión y deformación para la velocidad de deformación 1000 s-1 y las diferentes temperaturas definidas.

En la tabla 7 se produce los valores que definen el comportamiento del material seleccionado.

Tabla 7 Tablas de tensión y deformación para diferentes temperaturas y velocidad de deformación del material Ti6Al4V.

TEMPERATURA 20°C				
Strain Rate/Strain	1	100	1000	10000
0	700	1100	1250	1300
0,1	1050	1150	1270	1310
0,3	1100	1200	1375	1550
0,5	1150	1250	1420	1600
1	1200	1300	1450	1600

TEMPERATURA 100°C				
<i>Strain Rate/Strain</i>	<i>1</i>	<i>100</i>	<i>1000</i>	<i>10000</i>
<i>0</i>	600	670	740	850
<i>0,1</i>	900	970	1040	1150
<i>0,3</i>	1100	1170	1240	1350
<i>0,5</i>	1130	1200	1270	1380
<i>1</i>	1150	1220	1290	1400
TEMPERATURA 200°C				
<i>Strain Rate/Strain</i>	<i>1</i>	<i>100</i>	<i>1000</i>	<i>10000</i>
<i>0</i>	570	630	690	720
<i>0,1</i>	850	910	970	1000
<i>0,3</i>	1050	1110	1170	1200
<i>0,5</i>	1080	1140	1200	1230
<i>1</i>	1100	1160	1220	1250
TEMPERATURA 300°C				
<i>Strain Rate/Strain</i>	<i>1</i>	<i>100</i>	<i>1000</i>	<i>10000</i>
<i>0</i>	560	600	640	650
<i>0,1</i>	810	850	890	900
<i>0,3</i>	1000	1040	1080	1090
<i>0,5</i>	1030	1070	1110	1120
<i>1</i>	1050	1090	1130	1140
TEMPERATURA 400°C				
<i>Strain Rate/Strain</i>	<i>1</i>	<i>100</i>	<i>1000</i>	<i>10000</i>
<i>0</i>	550	580	620	640
<i>0,1</i>	760	790	830	850
<i>0,3</i>	800	830	870	890
<i>0,5</i>	800	830	870	890
<i>1</i>	800	830	870	890
TEMPERATURA 500°C				
<i>Strain Rate/Strain</i>	<i>1</i>	<i>100</i>	<i>1000</i>	<i>10000</i>
<i>0</i>	540	600	650	630

0,1	710	770	820	800
0,3	750	810	860	840
0,5	750	810	860	840
1	750	810	860	840
TEMPERATURA 600°C				
<i>Strain Rate/Strain</i>	1	100	1000	10000
0	300	400	500	550
0,1	500	600	700	750
0,3	530	630	730	780
0,5	520	620	720	770
1	520	620	720	770
TEMPERATURA 900°C				
<i>Strain Rate/Strain</i>	1	100	1000	10000
0	100	300	350	400
0,1	100	300	350	400
0,3	100	300	350	400
0,5	100	300	350	400
1	100	300	350	400

La otra opción de panel correspondiente al material que manejamos se corresponde con las propiedades térmicas: conductividad térmica y capacidad calorífica. La representación gráfica de las propiedades térmicas correspondientes se muestra en las figuras 3.5 y 3.6. Los valores indicados en dichas figuras se corresponde con las unidades de trabajo del código Deform: mm, °C, N y s.

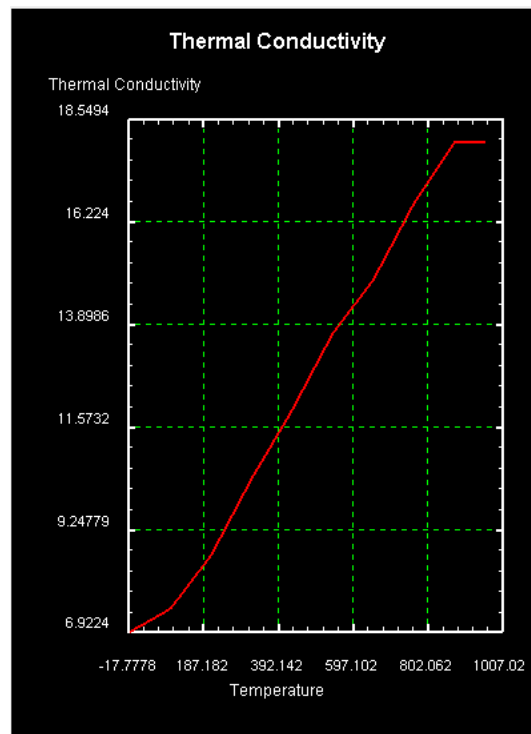


Fig. 3.5 Definición de la conductividad térmica ($N/s/^{\circ}C$) en función de la temperatura ($^{\circ}C$).

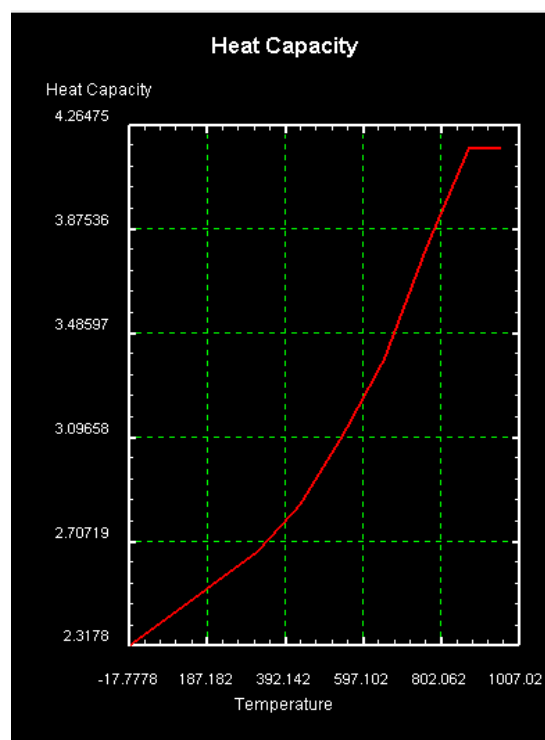


Fig. 3.6 Definición capacidad calorífica ($N/mm2/^{\circ}C$): en función de la temperatura ($^{\circ}C$)

El valor del coeficiente de Poissons es 0,31 y el módulo de Young se representa en la siguiente gráfica.

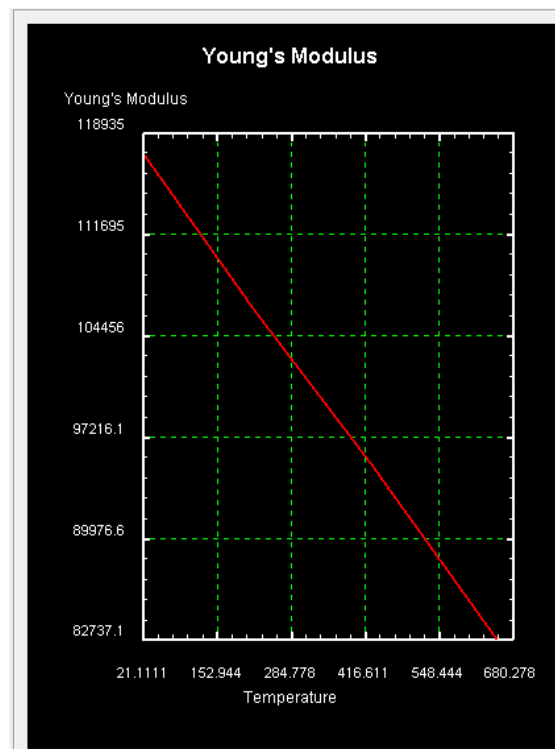


Fig. 3.7 Definición del módulo de Young del TiAl4V (Mpa) en función de la temperatura (°C)

3.2.2 Material de la herramienta

Para la modelización de la herramienta se estableció un sustrato de carburo de wolframio y un recubrimiento multicapa de TiAlN y TiN (espesor de 2 μm cada capa), obtenido de la biblioteca del DEFORM3DTMv.6.1. Las condiciones tribológicas del contacto herramienta-material se definen mediante la ley de contacto establecida en el modelo. El material de corte se modelizó como rígido por lo que su caracterización mecánica no afecta a los resultados del modelo. En la siguiente tabla se muestran las propiedades térmicas del sustrato y del recubrimiento.

Tabla 8: Propiedades del material de la herramienta en el modelo.

WC	Conductividad Térmica (N/s*°C)	59
	Capacidad Calorífica (N/mm2*°C)	15

TiN	Conductividad Térmica ($N/S^{\circ}C$)	25
	Capacidad Calorífica ($N/mm2^{\circ}C$)	12
TiAlN	Conductividad Térmica ($N/S^{\circ}C$)	16
	Capacidad Calorífica ($N/mm2^{\circ}C$)	12

3.3 CONDICIONES DE CONTORNO DEL MATERIAL Y LA HERRAMIENTA.

Para la definición del modelo es necesario establecer las condiciones mecánicas y térmicas impuestas en las superficies exteriores de la pieza y la herramienta. Las condiciones mecánicas son las restricciones a movimientos, mientras las condiciones térmicas incluyen temperaturas en las superficies exteriores y flujos de calor por convección y radiación.

En relación con las condiciones de contorno de movimiento de pieza, se impidió el desplazamiento de los nodos correspondiente al contorno del disco, velocidades $X, Y, Z = 0$ (Ver figura 3.7).

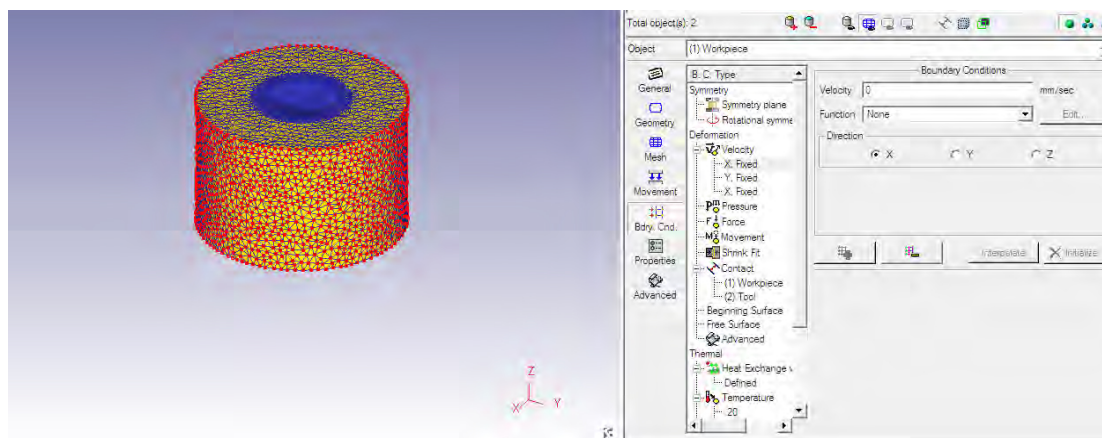


Fig. 3.7 Condiciones de movimiento impuestas en la pieza.

En cuanto a las condiciones de contorno térmicas, se estableció que inicialmente tanto el material como la herramienta están a la temperatura ambiente ($20^{\circ}C$).

Debido a que los tiempos de corte simulados son generalmente muy cortos y las temperaturas en general moderadas, los flujos de calor por radiación son pequeños. Por ello, tales flujos han sido despreciados para el modelo definido. El efecto de los flujos por convección también son muy pequeños en relación con la disipación de calor por conducción, especialmente en los procesos de mecanizado en seco. No obstante, Estos flujos si se han considerado en los modelo, estableciéndose un coeficiente de convección constante de $0,02 \text{ N}/(\text{s}\cdot\text{mm}\cdot^{\circ}\text{C})$ en las superficies superior e inferior de la pieza y un coeficiente de $0,08 \text{ N}/(\text{s}\cdot\text{mm}\cdot^{\circ}\text{C})$ toda la superficies de la herramienta. Estos valores del coeficiente de convección corresponde, a valores típicos de convección al aire libre y forzada y, por tanto, son adecuados para modelizar procesos de taladrado en seco. En la superficie lateral de la pieza se fijó la temperatura ambiente en su valor inicial (20°C) puesto que las paredes exteriores del material están suficientemente lejos de la pared del taladro y, por tanto, el flujo de calor no llega a las mismas. Ver Figura 3.8.

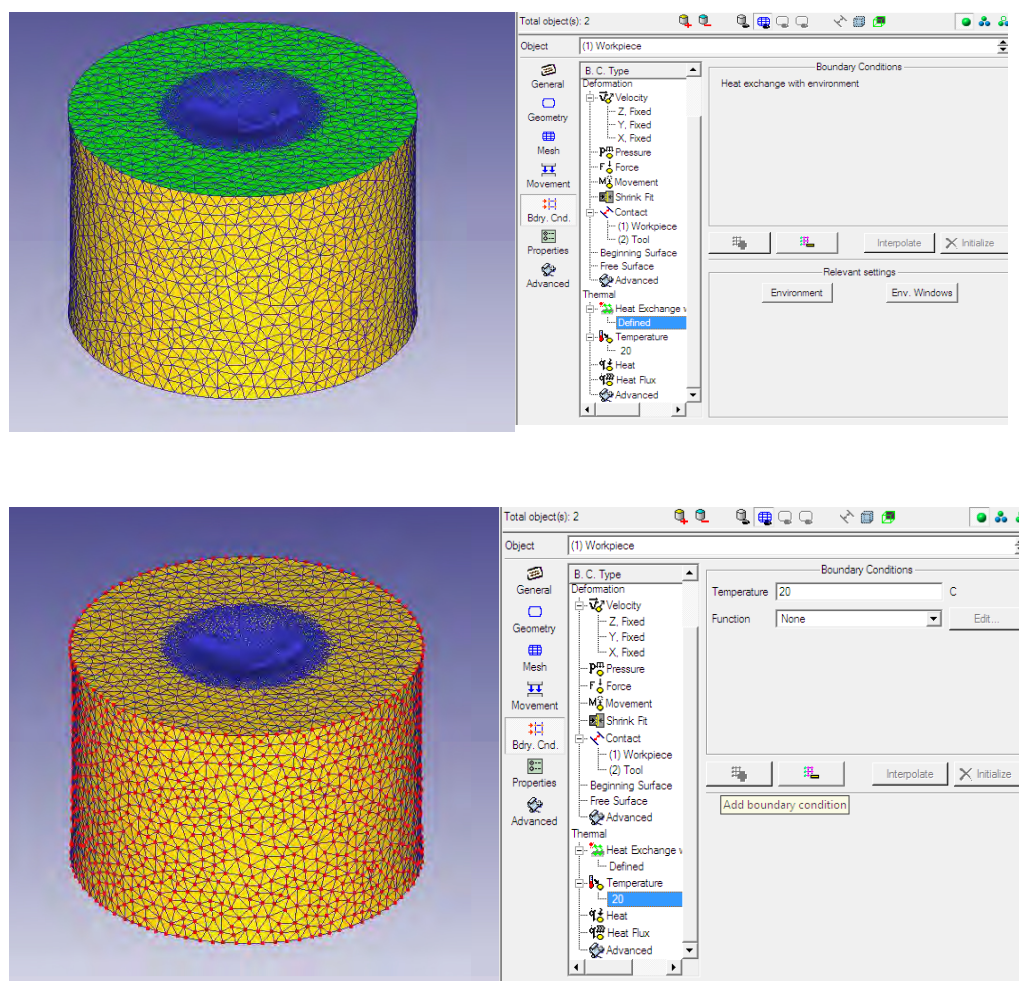


Fig. 3.8 Condiciones de Contorno térmicas.

3.4 CONDICIÓN DE CONTACTO ENTRE EL MATERIAL Y LA HERRAMIENTA.

En los modelos se han establecido relaciones de contacto herramienta-pieza y pieza-pieza para evitar interferencias (Ver Fig. 3.9).

Las condiciones de contacto material-herramienta son función de la capa exterior del recubrimiento de la misma, que en este caso es una capa de TiAlN.

En relación con las leyes de fricción y el coeficiente de transferencia de calor en la zona de contacto se ha empleado un coeficiente de fricción 0,6 y un coeficiente de transferencia de 45 N/(s·mm·°C) recomendados en las referencias bibliográficas consultadas (M. Guring, 2013; Fischer, 2009). Por otra parte, el reparto de calor en la superficie de contacto se encuentra definido en el software con un 50% de calor para la pieza y un 50% para la herramienta.

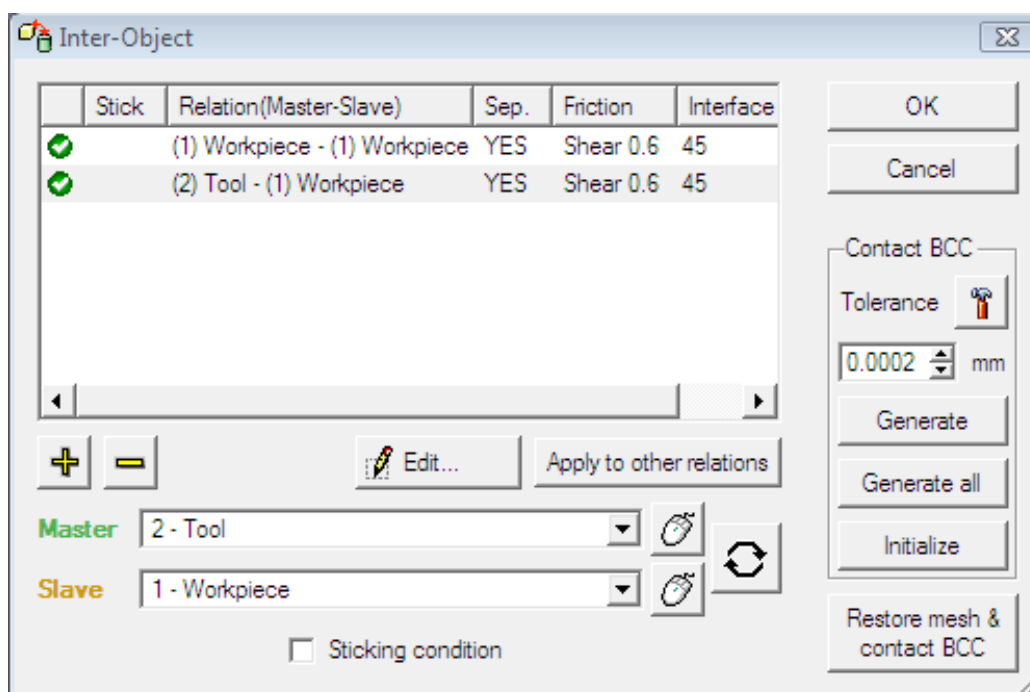


Fig.3.9 Condiciones del proceso para definir la relación entre la pieza y herramienta incluyendo, fricción y transferencia de calor.

3.5 CONDICIONES DE SIMULACIÓN.

Después de realizar numerosas pruebas se definieron los pasos de la simulación estableciendo los siguientes incrementos de tiempo por paso:

Modelos con velocidad de corte 30m/min: 1,8E-4 s.

Modelos con velocidad de corte 50m/min: 1,1E-4 s.

Modelos con velocidad de corte 70m/min: 7,9E-5 s.

En caso de no ser capaz de alcanzar la solución, el programa reduce el incremento de tiempo por paso definido previamente, de forma que el número de pasos de una simulación puede ser muy superior al número de pasos teórico.

Se estableció que el programa guardase todos los pasos de la simulación para disponer de la información necesaria para los análisis posteriores.

3.6 DEFINICIÓN DEL MALLADO EN LA PIEZA Y HERRAMIENTA.

La calidad del mallado es importante para la obtención de resultados adecuados del modelo con un tiempo de procesamiento que no sea mayor de lo necesario. Un mallado muy denso supone un elevado número de elementos, y por tanto requeriría un tiempo de procesamiento enorme. Sin embargo, emplear un menor número de elementos introduce un error en los resultados obtenidos a partir del modelo, que pueden ser significativos. Definir una malla adecuada es especialmente importante para el mallado del material en los modelos tridimensionales en los que el número de elementos es muy superior a de los modelos bidimensionales. Por este motivo se realizó un análisis de distintos tipos y densidades de mallado para determinar la configuración óptima. Este análisis se realizó para las condiciones de corte denominadas condiciones estándar: velocidad de corte 50 m/min y avance 0,07 mm/rev.

Para generar un mallado que se adapte a las necesidades del modelo y permita obtener buenos resultados se deben tener en cuenta las dimensiones características del proceso y en consecuencia de ello, mallar la herramienta y la pieza con un tamaño de elemento notablemente inferior.

Para evitar que el número de elementos de la malla sea innecesariamente elevado, con el consiguiente incremento del tiempo de procesamiento, se concentra la malla en las zonas de interés, es decir, en aquellas en las que las tensiones, deformaciones, gradientes de temperatura y otros son máximos.

3.6.1 Mallado de la herramienta:

Como se indicó en el apartado 3.2.2, la herramienta se ha modelizado como material rígido, de forma que no se producen deformaciones de la misma durante la modelización del proceso y por tanto, no se realizan remallados de la herramienta. Debido a ello, el mallado de la herramienta tiene una influencia sobre los tiempos de simulación muy pequeña en relación con el mallado de la pieza, y únicamente se ha considerado un tipo de mallado de herramienta de alta densidad para todos los modelos desarrollados.

Para el mallado de la herramienta se establecieron dos zonas con las siguientes características:

Zona 1 (densidad de mallado alta), correspondiente a una longitud de 2mm desde la punta de la broca (parte inferior de la broca). En esta zona la densidad de mallado es variable, presentando tamaños de elementos de aproximadamente 0,07 mm en las zonas con geometría con mayor curvatura (filos y fajas de la broca) y tamaños de hasta 0,2 mm en las zonas de menor curvatura (Ver figura.3.10). Para ello se establecieron los siguientes factores de ponderación (Weighting Factors): Surface curvature 0,5 y Mesh density windows 0,8.

Zona 2 (densidad de mallado media), correspondiente al resto de la herramienta. En esa zona se emplearon elementos de aproximadamente 0,7 mm.

El mallado completo de la herramienta, con las características descritas, requiere aproximadamente 100.000 elementos.

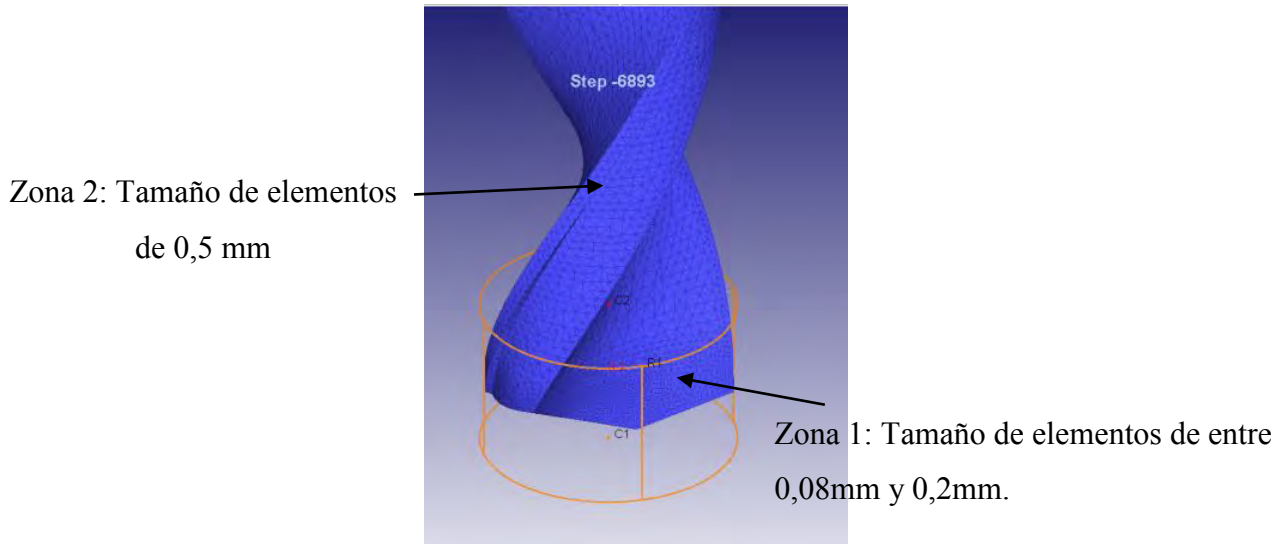


Fig. 3.10 Condiciones de mallado para la herramienta.

3.6.2 Mallado de la pieza:

Para conseguir la concentración de los elementos en las zonas de mayor interés se estableció una ventana de mallado cilíndrica de diámetro 6,5mm, que abarca el material de la pieza correspondiente al taladro y una corona de material adicional (pared del taladro) de ancho 0,25mm. En el resto del material se malla progresivamente con elementos que son, aproximadamente, 10 veces mayores a los utilizados en la zona de corte (ver Figura 3.11). Esta ventana se desplaza con el avance de la broca-durante la simulación. De esta forma, se mantiene su posición relativa con respecto a la zona de corte.

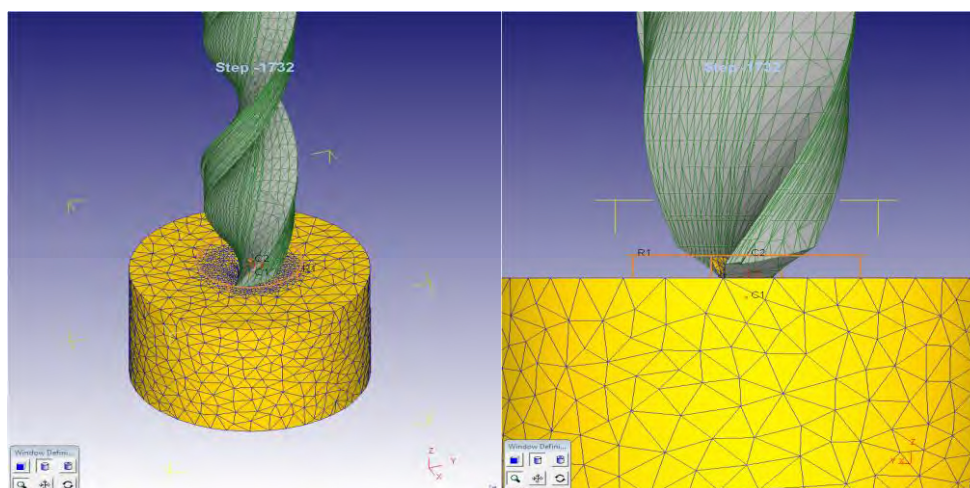


Fig. 3.11 Posición de las ventanas de mallado en la pieza.

A la hora de definir los mallados del material debe considerarse que para la modelización numérica 3D de procesos de mecanizado se recomienda emplear elementos en la zona de corte de un tamaño igual a $\frac{1}{4}$ del avance (Fischer, 2009). El avance empleado en estos modelos de definición de la malla es 0,07mm/rev, por lo que el tamaño de elemento recomendado sería 0,018mm.

Se consideraron 5 mallados distintos, correspondientes a 2 tipos de mallado (densidad variable y homogénea) con diferentes densidades de mallado:

Mallados con densidad homogénea en la zona de corte:

Se consideraron 3 mallados de este tipo:

Mallado con densidad homogénea alta (denominado “Elementos 0,07”):

Mallado de tamaño homogéneo 0,07mm en la zona del taladro (ver Figura 3.12). Este mallado del material hace necesario emplear aproximadamente 200.000 elementos y es el más denso que puede emplearse con el software y equipos informáticos disponibles. Este tamaño de elemento es cuatro veces superior al recomendado (Fischer, 2009).

Mallado con densidad homogénea media (denominado “Elementos 0,128”):

Mallado de tamaño homogéneo 0,128mm en la zona del taladro (ver Figura 3.13).

Nº de elementos del mallado del material: aprox. 60000.

Mallado con densidad homogénea baja (denominado “Elementos 0,3”):

Mallado de tamaño homogéneo 0,3mm en la zona del taladro (ver Figura 3.14). Nº de elementos del mallado del material: aprox. 30000

Mallados con densidad variable en la zona de corte:

Como se ha indicado anteriormente, los 3 mallados con densidad homogénea se corresponden con tamaños de elemento mayores a los recomendados. Tal y como se mostrará más adelante, esta densidad de mallado insuficiente se relaciona con resultados numéricos poco realistas. Por ello, se analizó el comportamiento de otros 2 mallados en los que, en la ventana de mallado denso cilíndrica de diámetro 6,5mm, se estableció un mallado variable empleando la opción “Weighting factors” disponible en DEFORM 3D. De esta forma, el mallado es más o menos denso en cada zona en función de los gradientes que presenten determinadas magnitudes. En los 2 mallados con densidad variable, el tamaño de elemento en la zona de formación de la viruta de aproximadamente 0,02 mm, que corresponde a las recomendaciones establecidas (Fischer, 2009).

Mallado con densidad variable alta (denominado “Elementos 0,02 a 0,128”):

Mallado con tamaño de elemento variable entre 0,02mm y 0,128mm en la zona del taladro (ver Figura 3.15 y Figura 3.16). Valores de Weighting Factors empleados: Strain distribution 0,3, Strain Rate distribution 0,7 y Mesh density windows 0,8. El mallado del material requiere, aproximadamente 200.000 elementos y es el más denso que pudo emplearse con el software y equipos informáticos disponibles.

Mallado con densidad variable media (denominado “Elementos 0,02 a 0,3”):

Mallado de tamaño variable entre 0,02mm y 0,3mm en la zona del taladrado. Valores de Weighting Factors empleados: Strain distribution 0.3, Strain Rate distribution 0,7 y Mesh density windows 0,8. N° de elementos del mallado del material: aprox. 100.000.

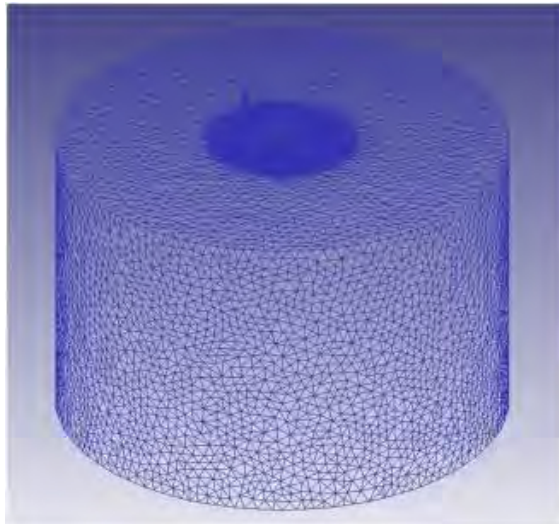


Fig. 3.12. Mallado elementos 0,07mm

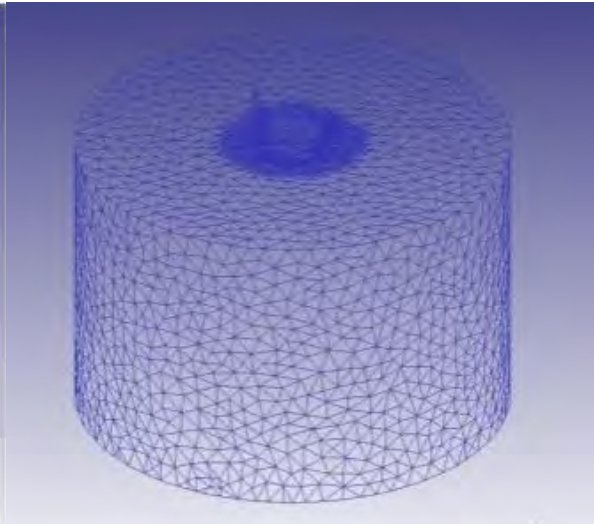


Fig. 3.13 Mallado elementos 0,128 mm

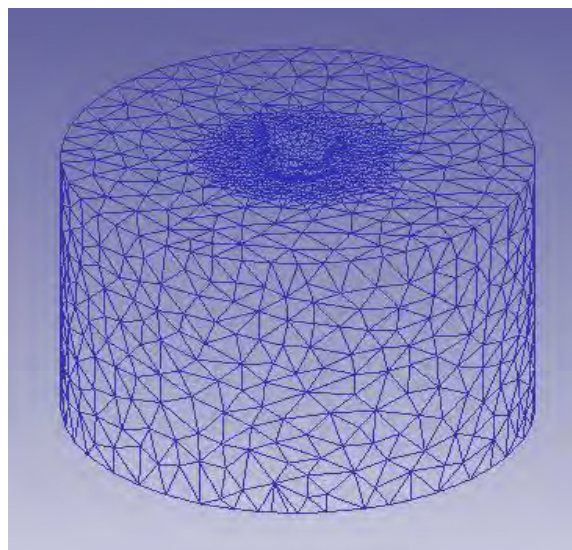


Fig. 3.14 Mallado Elementos 0,3 mm

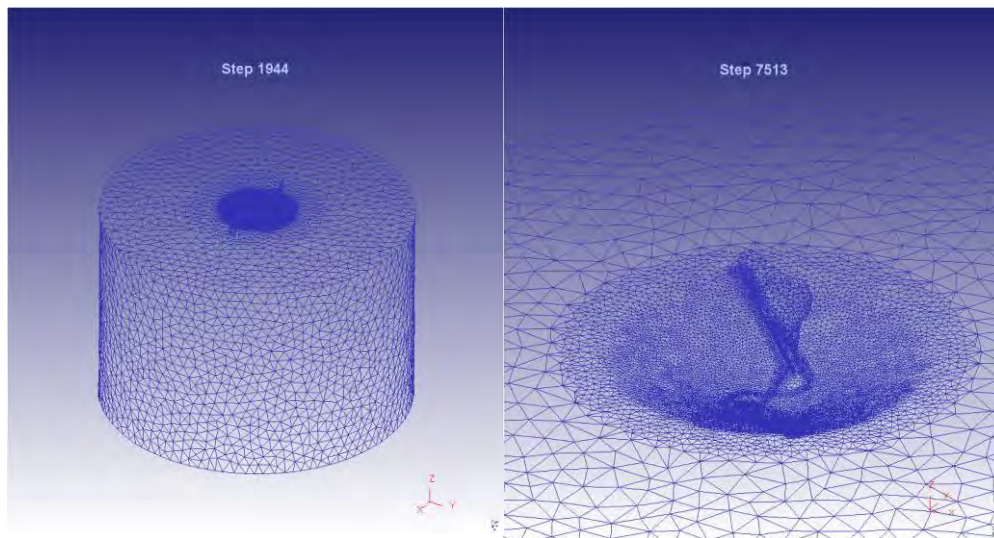


Fig. 3.15 Mallado Elementos 0.02mm a 0,128mm y Fig.3.16 Detalle mallado zona deformación de viruta.

La geometría de la broca empleada tiene una altura de punta de 0,86mm. Para que los filos de la herramienta estén trabajando en toda su longitud con el espesor de viruta correspondiente al avance por revolución considerado, es necesario simular los modelos hasta una profundidad de taladrado de 0,9mm.

El primer modelo analizado fue el correspondiente al mallado con densidad homogénea alta (mallado “Elementos 0,07”). En base a lo indicado en el párrafo anterior, para este modelo se simuló el taladrado correspondiente a un desplazamiento de la broca de 0,9mm, que corresponde a 12,9 revoluciones de la misma. Los resultados obtenidos mostraron que los primeros instantes de taladrado suponen un enorme coste computacional y sin embargo tienen una influencia limitada en el resto de la simulación, debido a que la longitud de filo activa es pequeña. Por ello, para los modelos con los restantes mallados, se decidió partir de una pieza con un pretaladro de profundidad 0,4mm. Los resultados correspondientes a dichos mallados se corresponden con profundidades de taladrado de entre 0,4 y 0,9 mm (7,1 revoluciones de la broca).

A continuación, se analizarán los resultados obtenidos para los 5 mallados definidos anteriormente.

3.6.3 Análisis comparativo de los resultados obtenidos con densidad de mallado homogénea en la zona de corte.

En este apartado se realiza el análisis comparativo de los resultados obtenidos empleando los 3 mallados con densidad homogénea en la zona de corte considerados. Como se indicó anteriormente, dichos mallados se corresponden con un tamaño de elemento en la zona de corte de 0,07mm, 0,128 y 0,3mm respectivamente.

3.6.3.1 Evolución de la fuerza axial.

En la figura 3.17 se muestra la evolución de la fuerza axial con el tiempo de corte para los tres mallados homogéneos considerados para el mallado más basto (tamaño de elementos de 0,3mm) se observan oscilaciones muy elevadas del valor de la fuerza axial (oscilaciones superiores al 60%). Para los mallados más densos (tamaño de elementos de 0,128mm y 0,07mm) las oscilaciones son también significativas (en torno al 25% y en torno al 10% respectivamente). Puede concluirse que los 3 mallados con densidad homogénea son poco adecuados para analizar la evolución de la fuerza axial, especialmente en el caso de los mallados de menor densidad que se han considerado.

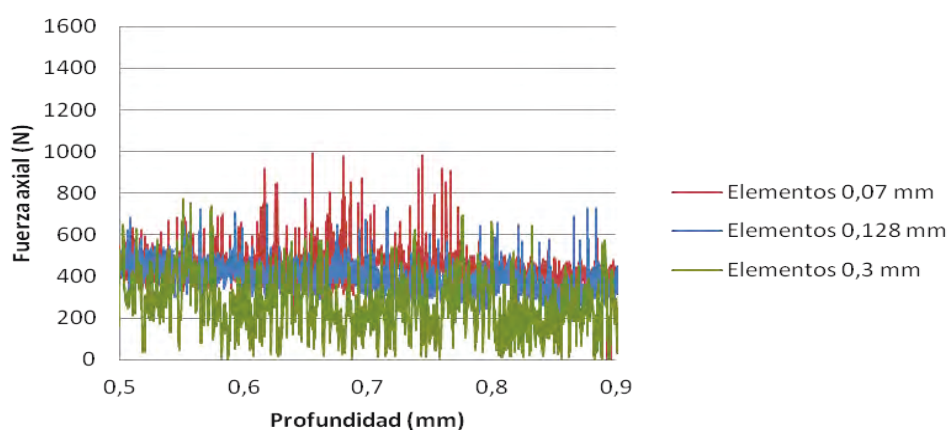


Fig. 3.17 Evolución de la fuerza axial con respecto a la profundidad de taladrado para los modelos con mallado homogéneo..

3.6.3.2 Evolución del par torsor.

El par torsor también presenta oscilaciones significativas para los modelos con mallado homogéneo (en torno al 15% para los mallados tamaño de elemento 0,07 y 0,128mm y en torno al 30% para el mallado con tamaño 0,3mm). Por tanto, se descarta la posibilidad de emplear el mallado más basto y no se descartan, pero se consideran poco adecuados los otros 2 mallados homogéneos.

En la figura 3.18 se muestra la evolución del par torsor con la profundidad del taladrado para los mallados con mayor densidad homogénea. Emplear el mallado con densidad media influye significativamente en los resultados (valores del par torsor en torno a un 20% mayores que los obtenidos con el mallado más denso). Por tanto, también se descarta la utilización del mallado homogéneo de densidad intermedia.

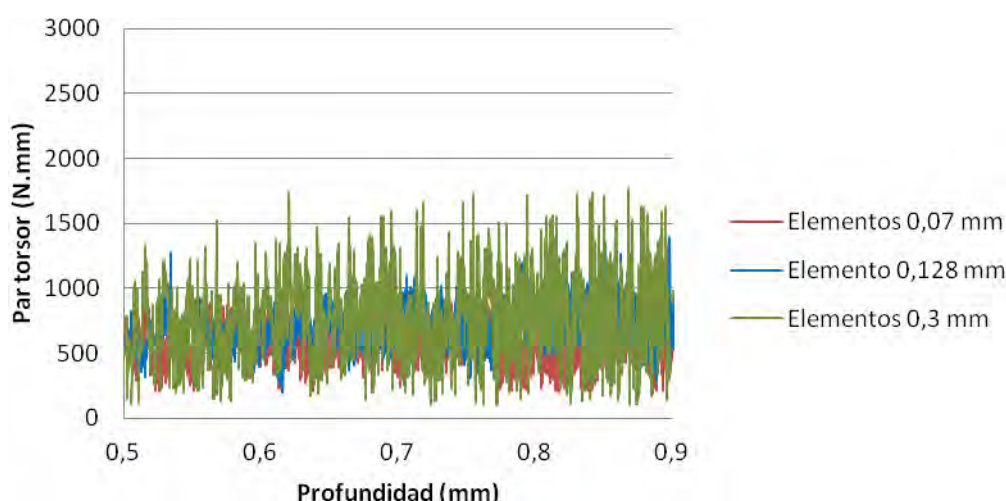


Fig. 3.18 Evolución del par torsor con respecto a la profundidad de taladrado para los modelos con mallado homogéneo.

3.6.3.3 Evolución de la temperatura máxima en el material.

El valor de la temperatura máxima en el material presenta oscilaciones mayores cuanto menos denso es el mallado. Sin embargo, en todos los casos se trata de oscilaciones muy inferiores a las comentadas para la fuerza axial y el par torsor. En concreto, para los mallados denso, intermedio y basto, las oscilaciones son del 1%, 5% y 7% respectivamente.

Por otra parte, tal y como se muestra en la Figura 3.19, los valores de temperaturas máximas en el material obtenidos son muy similares para los mallados homogéneos considerados (variaciones máximas del 2%).

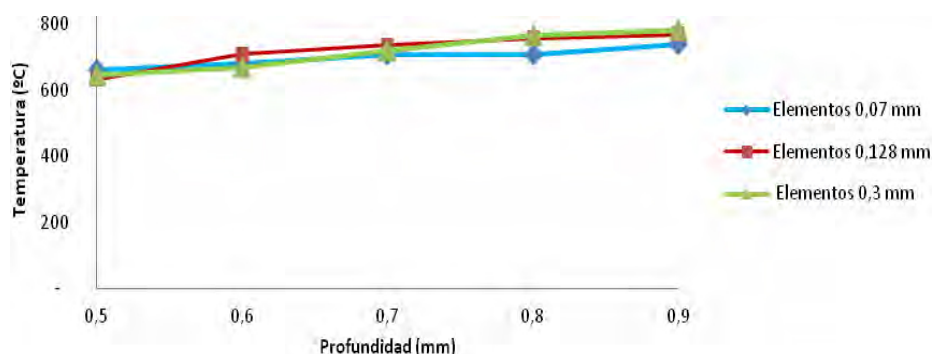


Fig. 3.19 Evolución de la temperatura máxima en el material para diferentes densidades de malla homogéneas.

3.6.3.4 Mapas térmicos en la pieza.

En la figura 3.20 se muestran los mapas térmicos correspondientes al material del fondo del taladro para la profundidad de taladrados 0,9mm, obtenidos con los 3 mallados de densidad homogénea. Se observa que cuanto más basto es el mallado, mayor es la cantidad de material a elevada temperatura. Para el mallado más basto (elementos de 0,3mm) el modelo no es capaz de reproducir el efecto del calentamiento local del material en el momento de la acción de los filos y la disipación de calor posterior, por lo que el mapa térmico que se obtiene es prácticamente axilsimétrico. Estos errores en la determinación de las temperaturas en el material afectarán también a las temperaturas en zonas más alejadas de los filos de la broca.

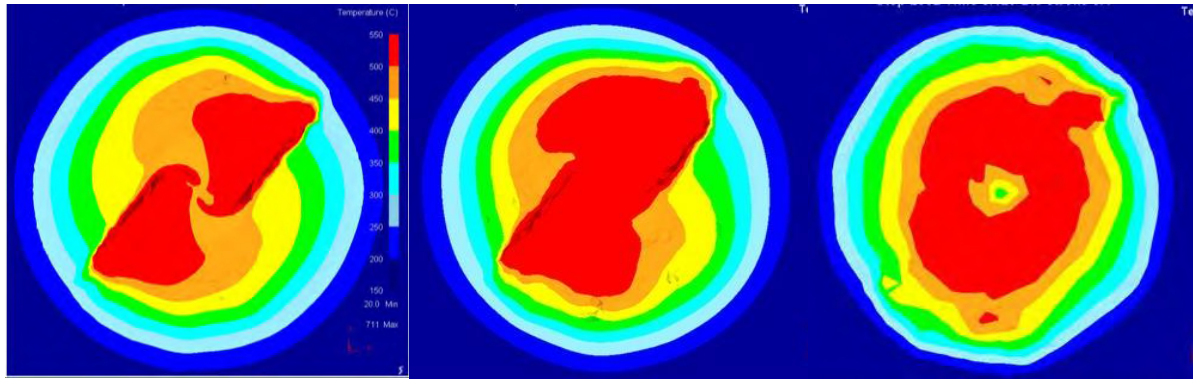


Fig. 3.20 Mapas térmicos correspondientes al fondo del taladro para los mallados con tamaño de elementos 0.07, 0.128 y 0.3 mm (profundidad de taladrado 0,9mm).

Esto muestra que los resultados de los mapas térmicos varían para los modelos considerados y por lo tanto se descarta la validez de los 2 modelos con mallado menos denso. Cualitativamente, la distribución de temperatura en el material del fondo del taladro del modelo con mallado de mayor densidad (tamaño 0,07mm) es más realista. No obstante, al no poder simular modelos con una mayor densidad de mallado, no hay garantías de que los valores de temperatura no siguieran modificándose al emplear mallados más densos, especialmente en partes del material más alejadas de la zona de corte en las que el mallado es más basto.

En el próximo apartado se compararán los resultados del modelo con mallado homogéneo más denso con los obtenidos empleando modelos con mallados de densidad variable que permiten refinar el mallado en la zona de corte.

3.6.4 Análisis comparativo de los resultados obtenidos con densidad de mallado variable en la zona de corte.

Del análisis mostrado en el apartado anterior se concluye que los mallados del material con densidad homogénea media y basta (definidos en el apartados 3.6) no son adecuados para la simulación de los procesos de taladrado objeto de estudio.

No puede verificarse si el mallado homogéneo de mayor densidad es adecuado debido a que no es posible simular modelos con mallado homogéneo con elementos de menor

tamaño. En cualquier caso, los resultados obtenidos con el “mallado de 0,07” muestran significativas oscilaciones en la fuerza axial y el par torsor. Por otra parte, el tamaño de elemento empleado (0,07mm) es cuatro veces superior al recomendado.

Por ello, se analizó el comportamiento de otros 2 mallados del material en los que en la ventana de mallado denso cilíndrica de diámetro 6,5mm se estableció un mallado variable empleando la opción “Weighting factors” disponible en DEFORM 3D. De esta forma, el mallado es más o menos denso en cada zona en función de los gradientes que presenten determinadas magnitudes. Este tipo de mallado permite conseguir elementos mucho menores en la zona de formación de viruta, manteniendo un número total moderado de elementos. En el apartado 3.6 se describieron en detalle las características de los mallados con densidad variable denominados “Elementos 0,02 a 0,128” y “Elementos 0,02 a 0,3”. En términos generales, ambos mallados presentan tamaños de elemento de unos 0,02mm en la zona de formación de viruta, en la que los gradientes de las magnitudes termomecánicas son máximos. Los tamaños de elemento en el resto de la zona cilíndrica de diámetro 6,5mm son de hasta 0,128mm y de 0,3mm respectivamente.

Para estos 2 modelos adicionales se simuló una profundidad de taladrado de 0,4mm, a partir de los resultados del modelo densidad de mallado homogénea con tamaño 0,07mm correspondientes a la profundidad de taladrado 0,4mm. De esta forma, para los mallados con densidad variable, se obtuvieron resultados correspondientes al rango de profundidades de entre 0,4 y 0,9mm. También se continuó la simulación del taladrado con el modelo con el mallado denominado “mallado 0.07” hasta la profundidad 0,9 mm para poder comparar los resultados obtenidos con mallado homogéneo y mallado variable.

A continuación se muestra el análisis de los resultados obtenidos con los modelos correspondientes a los mallados:

- Mallado densidad homogénea alta (denominado “Elementos 0,07”)
- Mallado densidad variable alta (denominado “Elementos 0,02 a 0,128”)
- Mallado densidad variable media (denominado “Elementos 0,02 a 0,3”)

3.6.4.1 Análisis del coste computacional de simulación.

Como se indicó en el subapartado 3.5, para los modelos en los que la velocidad de corte es de 50m/min, se estableció un incremento de tiempo por paso de $1,1E-4$ s. El número de pasos teórico para la simulación de un recorrido de la broca (profundidad de taladrado) de 0,4mm es de 1175 pasos. Sin embargo, el número de pasos simulados realmente suele ser muy superior debido a que el programa, en caso de no ser capaz de alcanzar la solución, reduce el incremento de tiempo por paso definido previamente. En la Figura 3.21 se muestra el número de pasos realmente simulados para los 3 modelos considerados. El mallado homogéneo más denso (Elementos 0,07) requiere un mayor número de pasos para simular la misma profundidad de taladrado (un 30% y 50% más de pasos que los modelos con tamaño de elemento variable más denso y menos denso respectivamente).

Esta diferencia en el número de pasos simulado, junto con otras características de los modelos (tamaño mínimo de elementos y número total de elementos principalmente) explican las diferencias en el tiempo de simulación y en el tamaño de los ficheros de resultados generados. En concreto, empleando un PC con procesador Intel(R) Core™2 Quad CPU Q9400 2,67GHz Memoria Ram 8,00 GB, el tiempo necesario para realizar las simulaciones de los modelos numéricos desde la profundidad 0,4mm a 0,8mm fueron de unos 3 meses para el mallado homogéneo, de 2 meses para el variable más denso y de 1 mes para el mallado variable de densidad media.

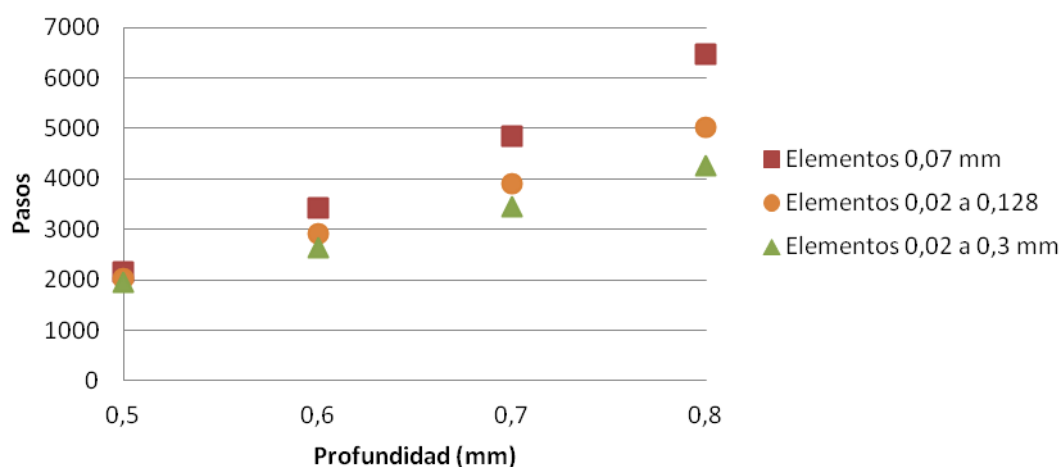
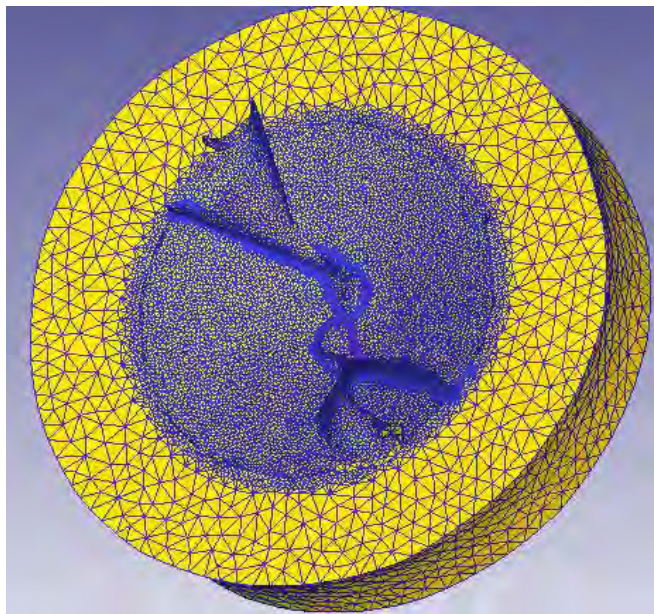


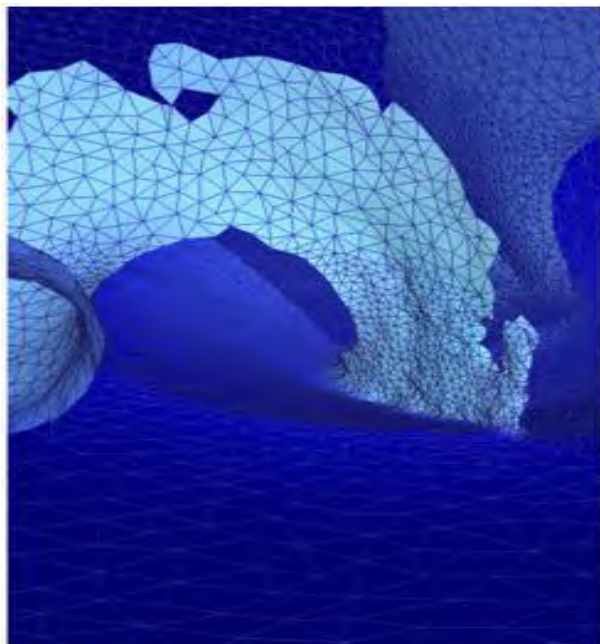
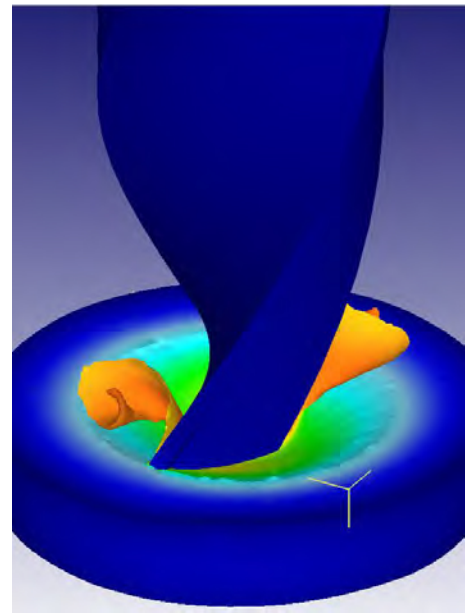
Fig. 3.21 Número de pasos de la simulación del taladrado desde la profundidad 0,4mm para los 3 mallados considerados.

3.6.4.2 Morfología de la viruta.

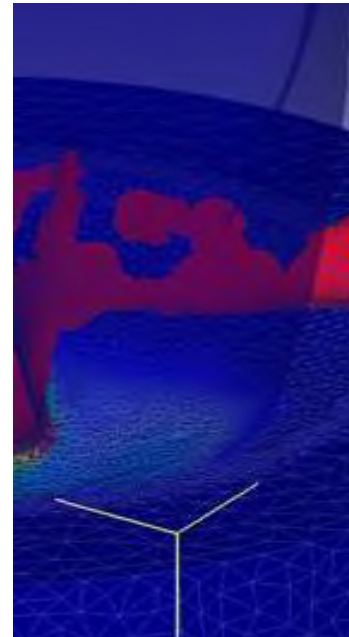
Como se ha indicado, los mallados con densidad variable permiten emplear elementos de menor tamaño en la zona de formación de la viruta, lo cual permite obtener una mejor morfología de la misma. Este resultado se observa claramente en las imágenes mostradas en la figura 3.22. La figura 3.22(a), correspondiente al mallado variable de mayor densidad, presenta una viruta continua, a diferencia de las imágenes correspondientes a los otros 2 mallados en las que se observan discontinuidades.



a)



b)



c)

Fig. 3.22 Morfología de la viruta obtenida con los mallados: a) Variable 0,02-0,128mm; b) Variable 0,02-0,3 mm y c) Homogéneo 0,07 mm.

3.6.4.3 Evolución de la fuerza axial.

En la figura 3.23 se muestra la evolución de la fuerza axial para los 2 modelos con densidad de malla variable en la zona de corte y para el modelo con densidad de malla homogénea de tamaño 0,07mm. Los tres mallados se corresponde con oscilaciones de la fuerza axial similares (en torno 10%). Con respecto a la evolución temporal de la fuerza con la profundidad del taladro existe una variación de hasta el 2% para los mallados con elementos 0,02 - 0,3mm y con tamaños de elementos 0,02 - 0,128mm. Existen diferencias máximas de hasta el 26% con respecto al mallado homogéneo con tamaño de elementos 0,07mm.

El comportamiento de la fuerza tiende a mejorar utilizando densidad variable de malla respecto a la malla homogénea con elementos de 0,07mm. Sin embargo, hay pocas diferencias en los resultados obtenidos con los 2 modelos de malla variable considerados.

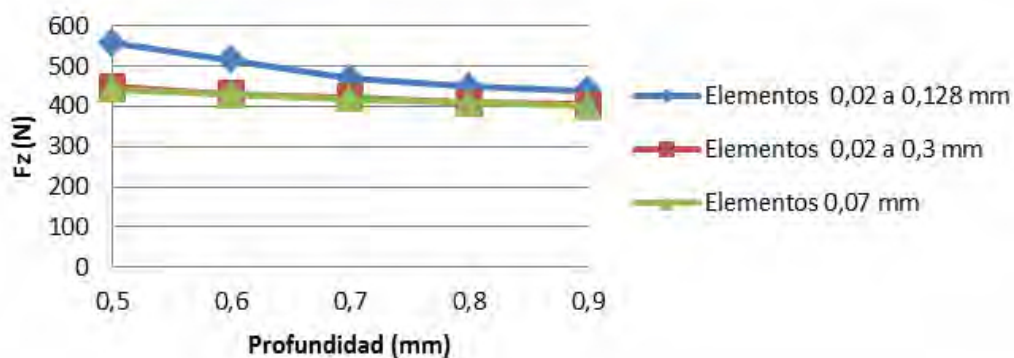


Fig. 3.23 Evolución de la fuerza (Z) para los 2 mallados con densidad variable en la zona de corte y el mallado homogéneo con elementos de 0,07mm

3.6.4.4 Evolución del par torsor.

En la figura 3.24 muestra la evolución del par torsor con la profundidad de taladrado para los 3 mallados. Se observan diferencias de hasta el 18% para los mallados variables y de hasta el 36% entre los mallados homogéneo y variable de mayor densidad.

Por otra parte, los valores de par torsor presentan oscilaciones de en torno al 15% para el mallado homogéneo y variable del menor densidad y menores oscilaciones (en torno 7%) para el mallado variable más denso.

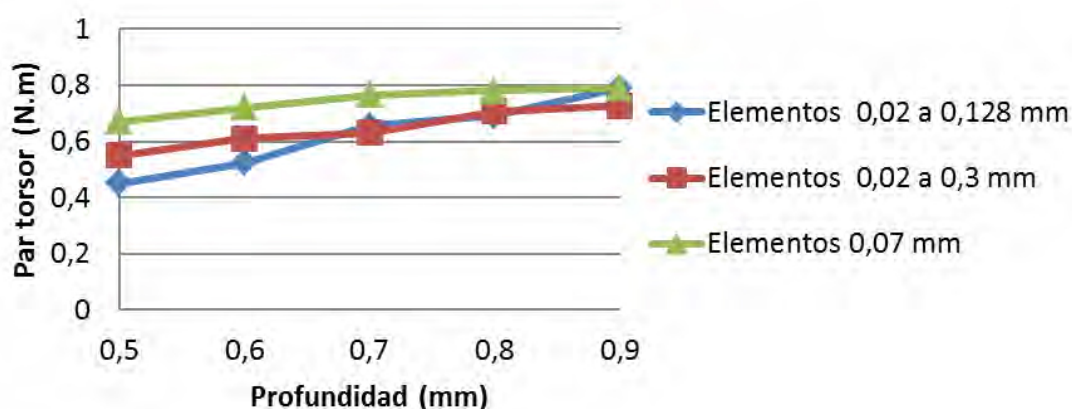


Fig. 3.24 Evolución del par torsor para los 2 mallados con densidad variable en la zona de corte y el mallado homogéneo con elementos de 0,07mm.

3.6.4.5 Evolución de la temperatura máxima en el material.

El valor de la temperatura máxima en el material sigue presentando oscilaciones muy inferiores a las comentadas para la fuerza axial y el par torsor. En concreto, para los 3 mallados considerados (homogéneo de tamaño de elemento 0.07mm, variable denso y variable basto), las oscilaciones son del 1%, 1% y 2% respectivamente.

La evolución de las temperatura en los modelos con los distintos mallados siguen siendo similares (ver figura 3.25 y las diferencias medias son muy pequeñas (en torno 5%))

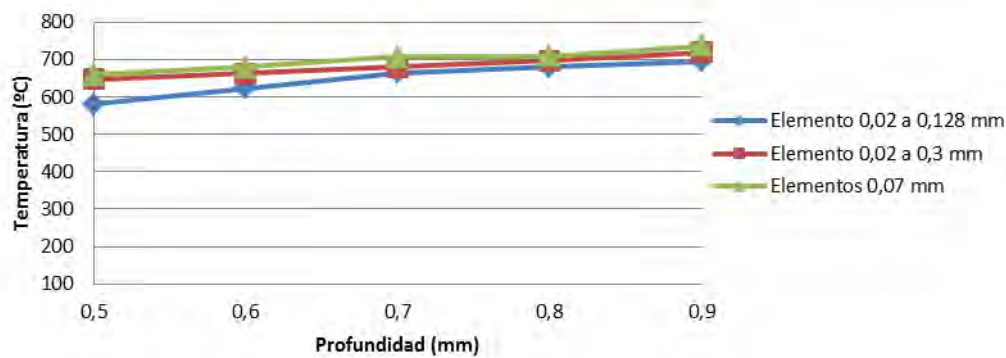


Fig. 3.25 Evolución de la Temperatura para los 2 mallados con densidad variable en la zona de corte y el mallado homogéneo con elementos de 0,07mm.

En base a lo expuesto en los apartados anteriores podemos concluir que se deberían descartar los mallados homogéneos con tamaño de elemento de 0,07mm y los mallados con densidad variable con tamaño de elemento de 0.02-0.3mm.

3.6.4.6 Distribución térmica en el material en profundidad.

En relación con la distribución térmica en el material se considera los resultados correspondientes a dos tipos de mallado (los más densos, homogéneo variable). Se analiza la distribución térmica en el material correspondiente a la profundidad 0,9mm (final de la simulación) para una sección correspondiente a la dirección del eje de la herramienta.

En estos gráficos se puede apreciar cómo la zona de mayor acumulación de calor se sitúa permanentemente en el centro del taladro. Dato importante en el caso de que se estén realizado taladrados no pasantes, pues el material que configura el fondo del agujero ha estado sometido a temperaturas considerablemente altas. En caso de tratarse de taladrados pasantes, este material sometido a altas temperaturas, va a ser eliminado como viruta y por tanto la zona crítica se sitúa en la pared del taladro.

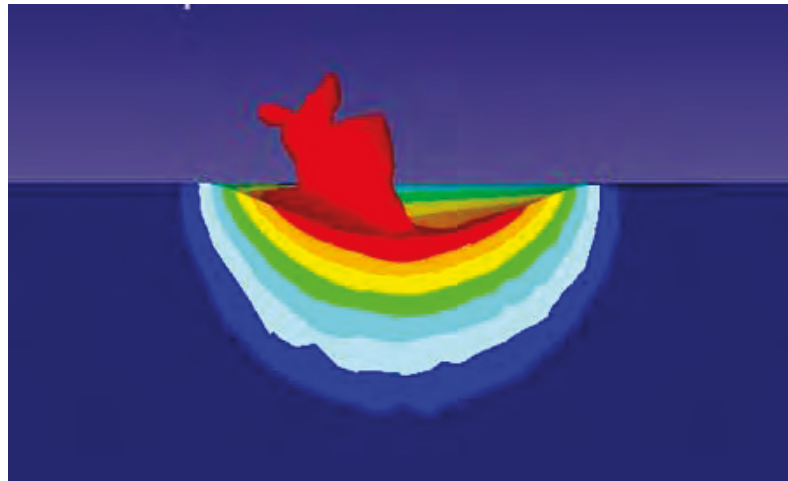


Fig. 3.26 Distribución térmica en el taladrado.

También pueden observarse que la disipación del calor para los mallados con tamaños de elementos de 0,02 mm con mallado variable y elementos homogéneo 0,07 mm provocan diferencias significativas en la distribución térmica en la pieza. Para elementos mayores existe un incremento de temperatura promedio entre 13 °C y 26 °C. Ver los gráficos siguientes.

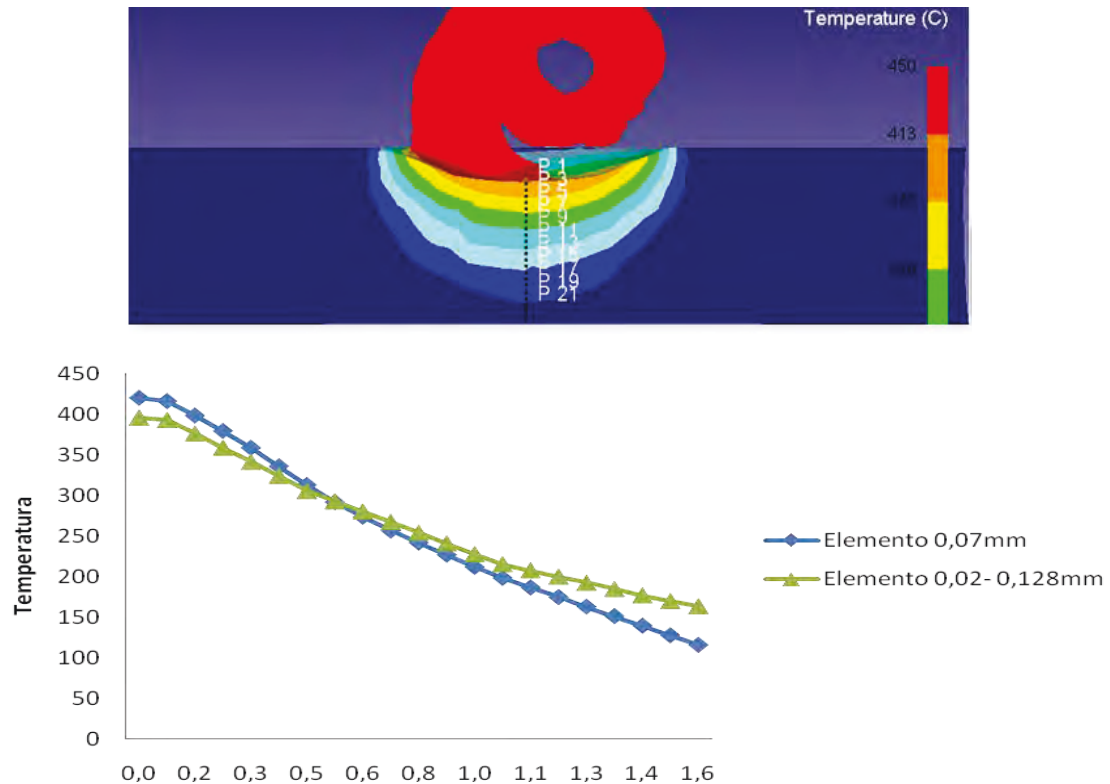


Fig. 3.27 Evolución de temperatura en profundidad correspondiente al eje de la broca para los 2 mallados

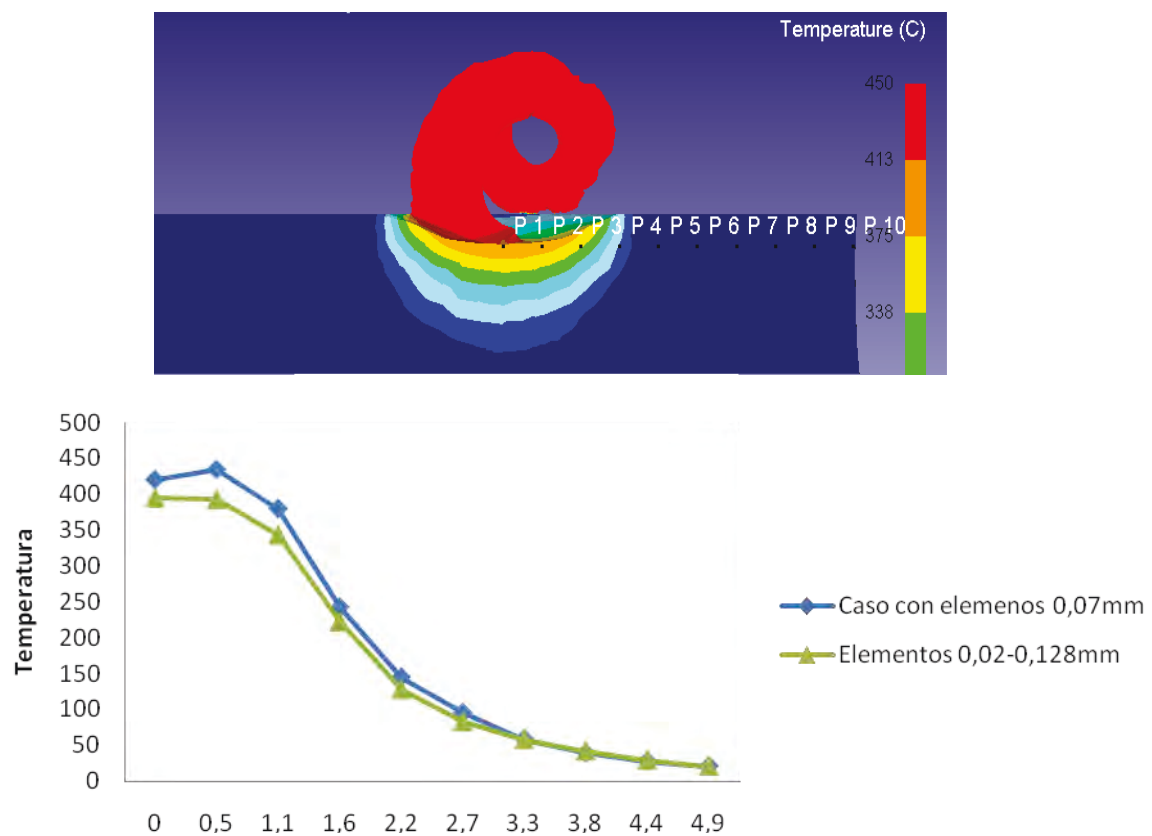


Fig. 3.28 Evolución de temperatura en dirección radial desde la punta de la broca para los dos mallado.

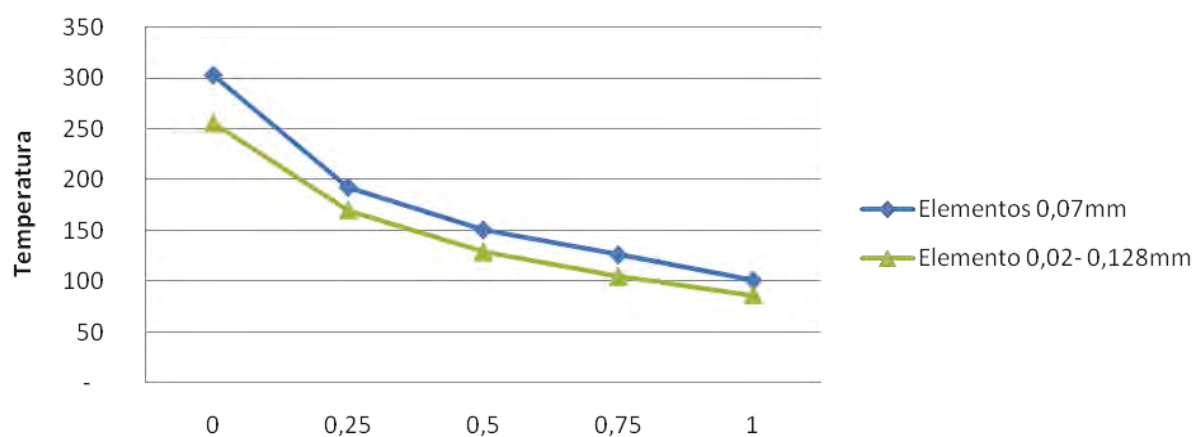


Fig. 3.29 Evolución de temperatura en dirección radial desde la pared del taladro de la broca para los dos mallados.

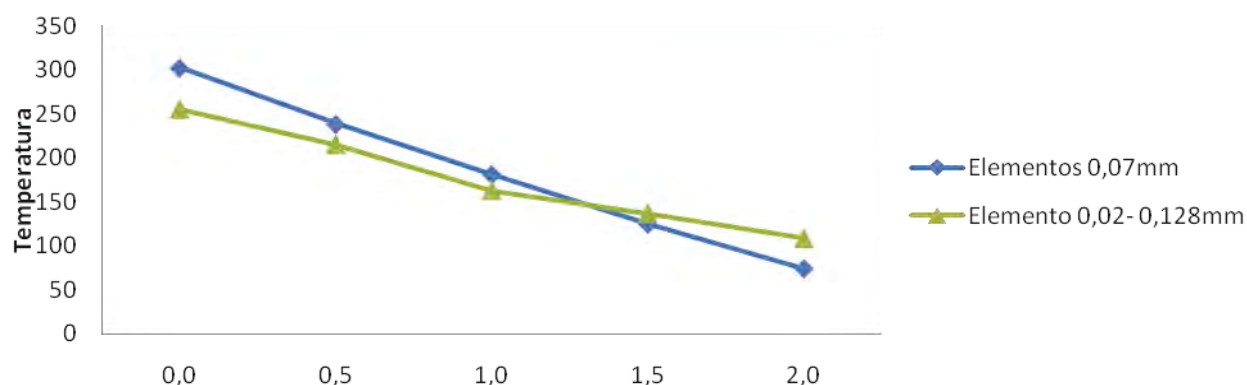


Fig. 3.30 Evolución de temperatura en dirección axial desde la pared del taladrado en la dirección axial.

Como resultado de analizar los diferentes mallados se concluye que es necesario emplear un tamaño de 0,02mm, con densidad variable en la zona de corte para reproducir los elevados gradientes que se producen en la zona de interés.

En conclusión el modelo se ha definido con mallado variable con las máximas densidades de malla posibles.

Los resultados del modelo tienen un comportamiento adecuado con la malla elegida: Mejor morfología de la viruta continua y sin agujeros, pocas oscilaciones de las fuerzas y par torsor, menor gradiente térmico de temperatura en el material y menor tiempo de simulación utilizando el mismo incremento de tiempo. El análisis de sensibilidad por tanto no ha sido para ver el mínimo número de elementos de malla, sino para ver cómo distribuimos los Elementos de malla con los que podemos trabajar en DEFORM3D™v.6.1.

3.7 MODELO NUMÉRICO CON PRETALADRADO.

Como se ha descrito en los puntos anteriores, debido a la geometría cónica de la punta de las brocas helicoidales, es necesario simular un número elevado de revoluciones para que los filos de la herramienta estén trabajando en su totalidad. Esto supone un enorme tiempo de simulación, por lo que sería interesante emplear la posibilidad que ofrece el

programa DEFORM de definir el estado inicial del modelo, considerando el material pretaladrado. Además, de esta forma se incluiría en el modelo la interacción entre la faja de la broca y las paredes del taladro.

A continuación se analizarán 9 modelos con las características definidas en los apartados anteriores (densidad de mallado, condiciones de contorno, etc.), pero con un pretaladrado inicial del material, correspondiente a una profundidad de taladrado de 1,5mm (ver figura 3.31). Los modelos corresponden a las 9 condiciones de corte consideradas en los ensayos de taladrado, descritos en el segundo capítulo: combinación de las velocidades de corte 30, 50 y 70m/min y avances 0,05, 0,07 y 0,1mm/rev.

Durante la primera media revolución de las simulaciones el espesor de viruta no deformada se incrementa desde un valor inicial igual a 0 hasta el valor del avance por filo establecido. A partir de ese momento, la sección de la viruta se mantiene constante. Para garantizar la estabilización de las principales magnitudes del proceso se simularon 1,5 revoluciones en los modelos correspondientes a la velocidad de corte mínima (30m/min) y un número mayor de revoluciones en los modelos con mayor velocidad de corte de forma que, para los 9 casos, el tiempo de corte simulado fuera el mismo. En la tabla 10 se reflejan las condiciones de corte consideradas y el número de revoluciones simulado en cada caso.

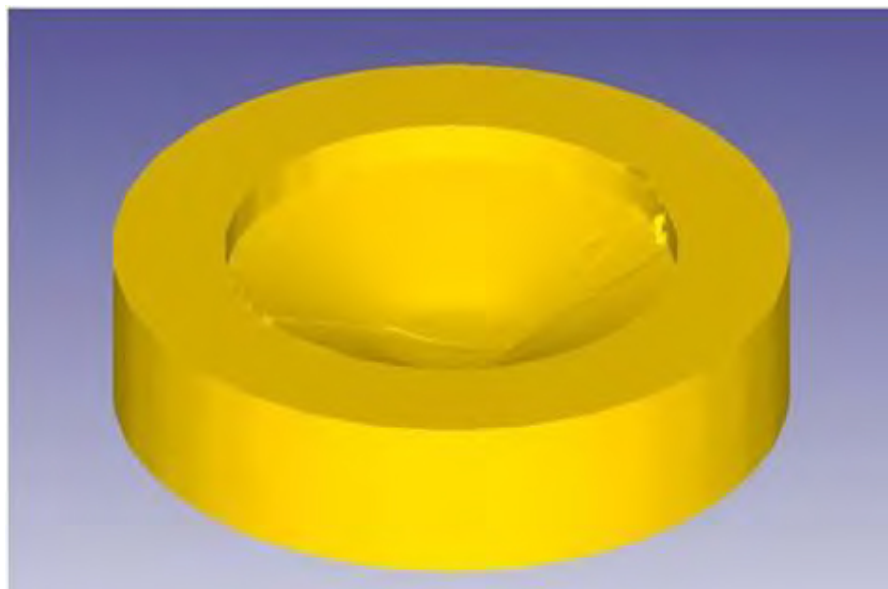


Fig. 3.31 Pieza pretaladrada

Tabla 9. Parámetros de corte y número de revoluciones simulado en los modelos con pretaladrado.

a (mm/rev)	Vc (m/min)	Nº de revoluciones simuladas
0,05	30	1,5
	50	2,5
	70	3,5
0,07	30	1,5
	50	2,5
	70	3,5
0,1	30	1,5
	50	2,5
	70	3,5

El análisis de los modelos numéricos con pretaladrado mostró que los resultados de la simulación correspondientes a la formación de viruta en los filos de la herramienta son muy similares a los obtenidos en los modelos sin pretaladrado. Sin embargo, el mallado en la pared del taladro no es suficientemente denso como para reproducir adecuadamente la geometría del taladro previo. Por ello, la broca interfiere excesivamente con la pared del taladro, llegando a formarse viruta en dicha zona (ver figura 3.32).

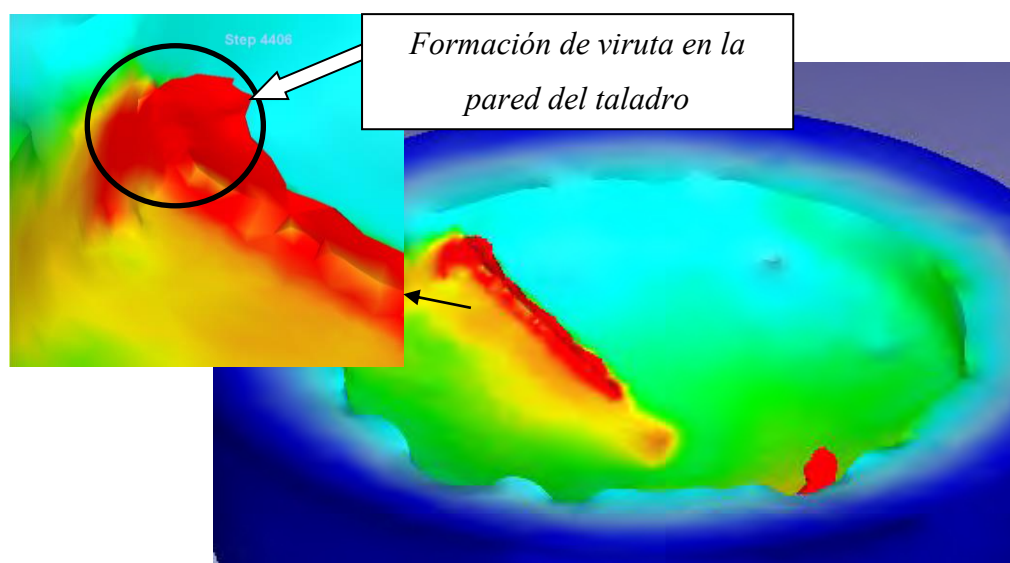


Fig. 3.32 Morfología de viruta en el modelo con pretaladrado correspondiente a $V_c = 70 \text{ m/min}$ y $a = 0.1 \text{ mm/rev}$

Debido a las variaciones del espesor de la viruta en la zona de la pared del taladro, durante las simulaciones se producen elevadas oscilaciones de la fuerza axial y par torsor. Por otra parte, la excesiva interacción broca-pared del taladro incrementa significativamente el par torsor, que alcanza valores muy superiores a los determinados experimentalmente (ver figura 3.33).

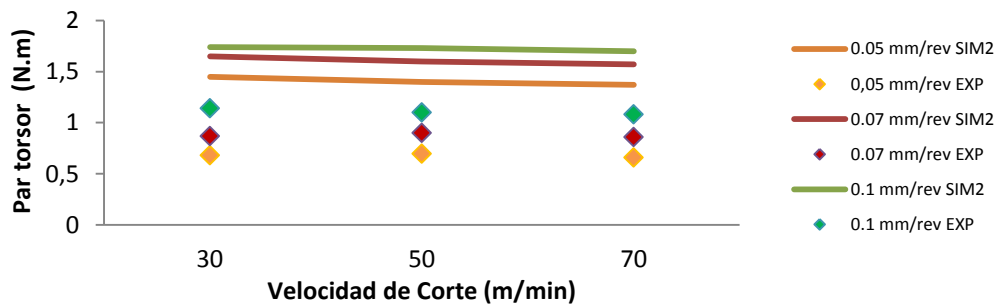


Fig. 3.33 Par torsor experimental y numérico correspondiente al modelo con pretaladrado.

Sin embargo, la fuerza en dirección axial presenta valores muy inferiores a los obtenidos experimentalmente. Esto es debido a que la geometría helicoidal de la faja-guía de la broca (que en el modelo actúa como un filo) provoca una fuerza en dirección axial con sentido hacia abajo, que reduce la fuerza axial total.

La excesiva interacción broca-pared en los modelos con pretaladrado también provoca un excesivo incremento en la temperatura del material en la pared del taladro, que alcanza temperaturas del mismo orden que las del material en el fondo del taladro (ver figura 3.34).

Por tanto, se descarta la posibilidad de emplear modelos numéricos con pretaladrado por los errores que presentan los resultados mostrados anteriormente.

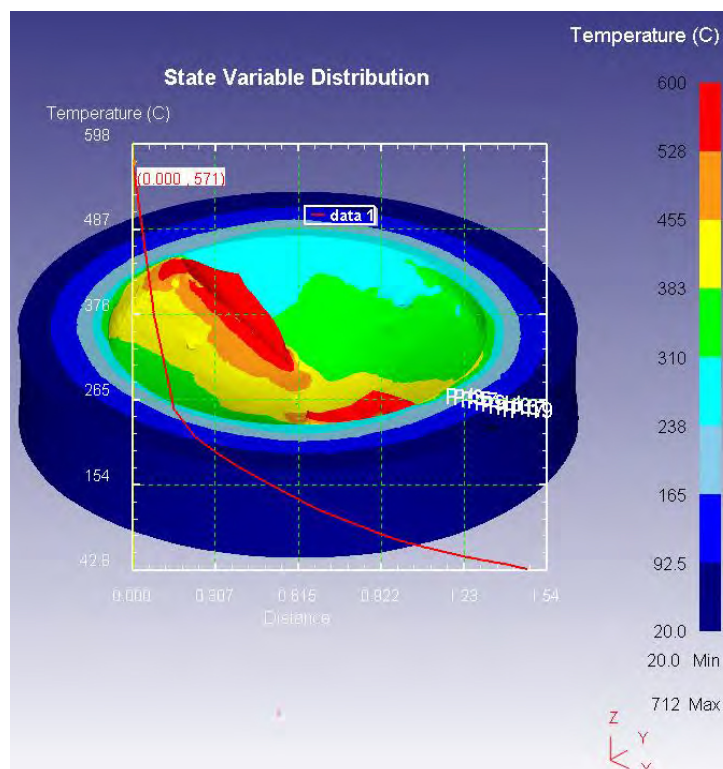


Fig. 3.34 Distribución térmica en el material y evolución de temperatura en la pared del taladro.

3.8 VALIDACIÓN DEL MODELO SIN PRETALADRADO.

En base a los análisis previos, se concluye que el modelo óptimo corresponde a un modelo sin pretaladrado, con mallado de densidad variable alta (denominado “Elementos 0,02 a 0,128”). A continuación se validarán dichos modelos comparando los resultados numéricos de fuerza axial y par torsor obtenidos para las 9 condiciones de corte establecidas, con los resultados obtenidos experimentalmente (ensayos descritos en el segundo capítulo). En concreto, las condiciones de corte consideradas se corresponden con la combinación de las velocidades de corte 30, 50 y 70m/min y avances 0,05, 0,07 y 0,1mm/rev.

Como se ha indicado, los modelos se han establecido para los instantes iniciales, a partir de los cuales, están mecanizando en su totalidad los filos de la broca. Por ello, para la validación, se consideran los valores experimentales de par torsor y fuerza axial

correspondientes a esos instantes del taladrado (excluyendo las interacciones broca – pared del taladro).

Los resultados experimentales empleados para la validación del modelo son los obtenidos en los ensayos realizados con recubrimiento de herramienta TiAlN-TiN.

En las figuras 3.35 y 3.36 se muestran los valores experimentales y numéricos de la fuerza axial y del par torsor. Tal y como muestra la tabla 3.3, en general los resultados numéricos muestran una buena correlación con los valores experimentales. Los errores máximos en la fuerza axial son del 11%. El par torsor presenta errores máximos del 15%, excepto para la velocidad de corte 30m/min, para la cual se obtienen errores de hasta el 25%. Se considera que estos errores son aceptables debido a la complejidad del modelo numérico desarrollado y son debidos a distintas cuestiones:

- Para la definición de las características del material en el modelo no se han realizado ensayos específicos para caracterizar el material mecanizado. Por ello, existirán diferencias, que pueden ser relevantes, entre las características del material mecanizado en los ensayos y las características establecidas en el modelo.
- Imposibilidad de emplear mallados con mayor densidad, especialmente en zonas alejadas de la zona de formación de viruta.
- Diferencias entre la geometría de la herramienta empleada en los ensayos y la geometría establecida en el modelo.

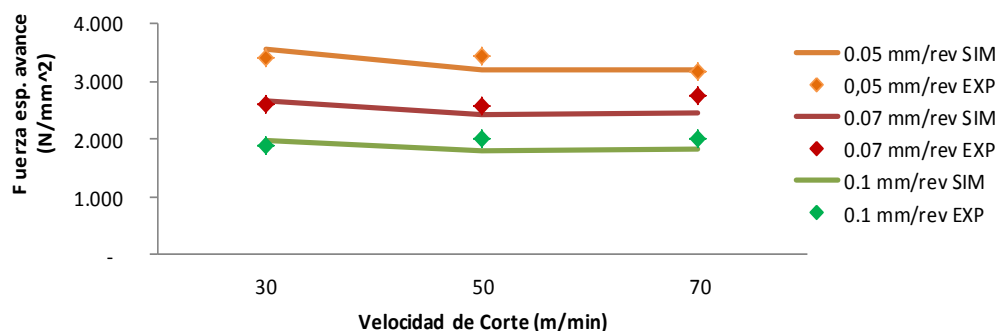


Fig. 3.35 Fuerzas axial específica experimental y numérica.

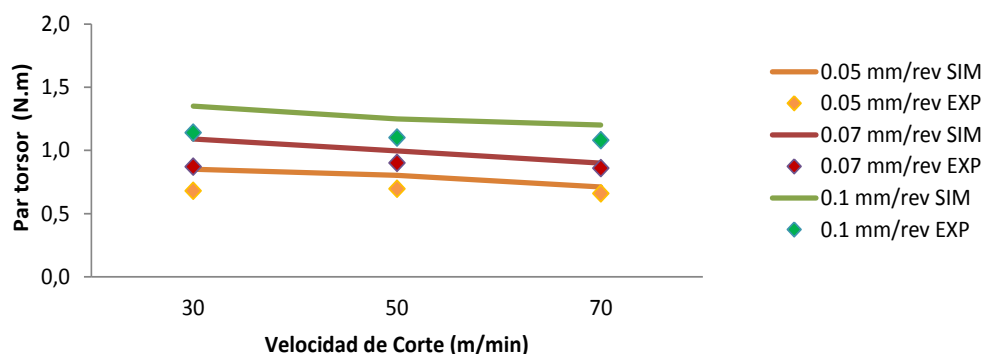


Fig. 3.36 Par torsor experimental y numérico.

Los mayores errores del par torsor correspondiente a velocidades de corte bajas están relacionados con que el modelo numérico muestra una mayor sensibilidad a la velocidad de corte para dicha magnitud. Por ejemplo, para la velocidad de corte 70m/min el valor medio del par torsor es un 15% menor que el correspondiente a la velocidad 30m/min. Sin embargo, los valores experimentales del par torsor prácticamente no varían con la velocidad de corte. Como se ha indicado anteriormente, el mallado del material en zonas alejadas de los filos es relativamente basto por lo que el modelo presenta ciertos errores en la predicción de la temperatura del material. Para velocidades de corte bajas, el tiempo que transcurre entre la acción de los filos sobre la misma zona de material es mayor (tiempo correspondiente a media revolución de la broca). Ese mayor tiempo permite una mayor disipación de calor, por lo que la temperatura en el material es menor y las fuerzas se incrementan.

Tabla 10. Errores relativos en las fuerzas axiales y par torsor.

<i>Vc(m/min)</i>	<i>a(mm/rev)</i>	<i>F (z)</i>	<i>Mt</i>
30	0,05	5%	25%
	0,07	3%	25%
	0,1	5%	18%
50	0,05	-7%	15%
	0,07	-6%	11%
	0,1	-10%	14%
70	0,05	1%	8%
	0,07	-11%	5%
	0,1	-9%	11%

Como conclusión final, se considera que las diferencias encontradas entre los resultados numéricos y experimentales son moderadas y similares a las reflejadas por otros investigadores y recogidas en la bibliografía científica. Los modelos numéricos tridimensionales de procesos de taladrado presentan enormes dificultades relacionadas con el elevado número de elementos requerido para el mallado y las elevadas longitudes de mecanizado. Por ello, se considera que los resultados obtenidos presentan una buena correlación con los resultados experimentales dentro del rango de condiciones definidas y que el modelo es válido para el análisis de este tipo de procesos.

A continuación se analizan los resultados que indica el modelo numérico en relación con las principales magnitudes termomecánicas implicadas en el proceso de taladrado para las 9 condiciones de corte consideradas.

3.9 FUERZA AXIAL Y PAR TORSOR.

Tal y como muestra la figura 3.37, al aumentar la velocidad de corte se reduce la fuerza axial alcanzándose variaciones del 10% al pasar de 30 a 70m/min. En cuanto a la influencia del avance, al aumentar esta magnitud desde 0,05 hasta 0,1mm/rev, la fuerza axial se incrementa entre un 11% y un 14%.

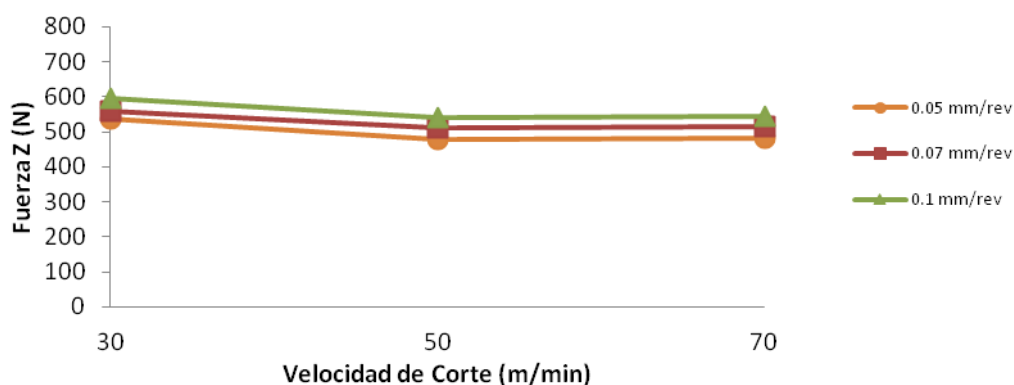


Fig. 3.37 Evolución de la fuerza axial obtenida a partir del modelo numérico sin pretaladrado.

En la figura 3.38 se observa que el par torsor disminuye al aumentar la velocidad de corte (variaciones de entre el 11% y el 16% al pasar de 30 a 70m/min). Al aumentar el avance entre 0,05mm/rev y 0,1mm/rev el par torsor se incrementa entre un 56% y un 69%.

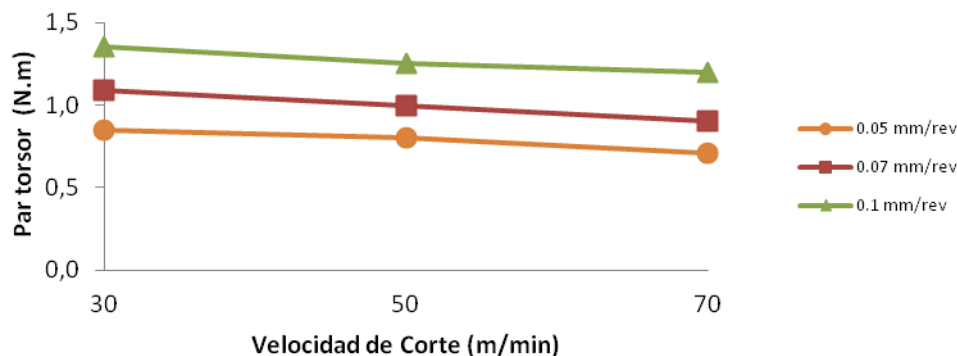


Fig. 3.38 Evolución del par torsor obtenido a partir del modelo numérico sin pretaladrado.

Por tanto, las mayores variaciones se producen en relación con la influencia del avance sobre el par torsor. Este efecto es debido a que mayores avances se corresponden con mayores secciones de viruta y por tanto mayores fuerzas de corte.

Como se indicó en el punto 3.8, cabe destacar que los resultados numéricos muestran una mayor sensibilidad a variaciones de la velocidad de corte que los resultados experimentales.

3.10 ANÁLISIS TÉRMICO.

3.10.1 Temperatura máxima en la herramienta.

Los modelos desarrollados están orientados al análisis térmico del material mecanizado. Tal y como muestra la figura 3.39, los tiempos de corte simulados son insuficientes para alcanzar temperaturas estabilizadas en la herramienta.

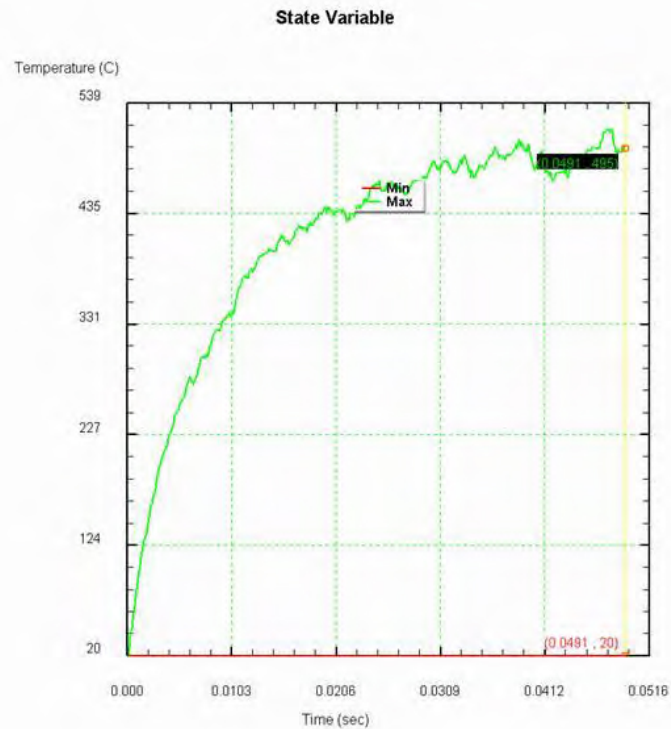


Fig. 3.39 Evolución Temperatura en la herramienta para velocidad de corte 50 m/min y un avance de 0,1 mm/rev.

3.10.2 Temperatura máxima en el material.

En la figura 3.40 se muestra la distribución de temperaturas en el fondo del taladro para el modelo correspondiente a velocidad de corte 70m/min y avance 0,1mm/rev. Se observa que en la zona cercana al eje de la herramienta la temperatura es aproximadamente axilsimétrica (zona correspondiente a la acción del filo transversal de la broca). Sin embargo, en posiciones algo más alejadas del eje, la acción del paso de los filos provoca un brusco incremento de temperatura.

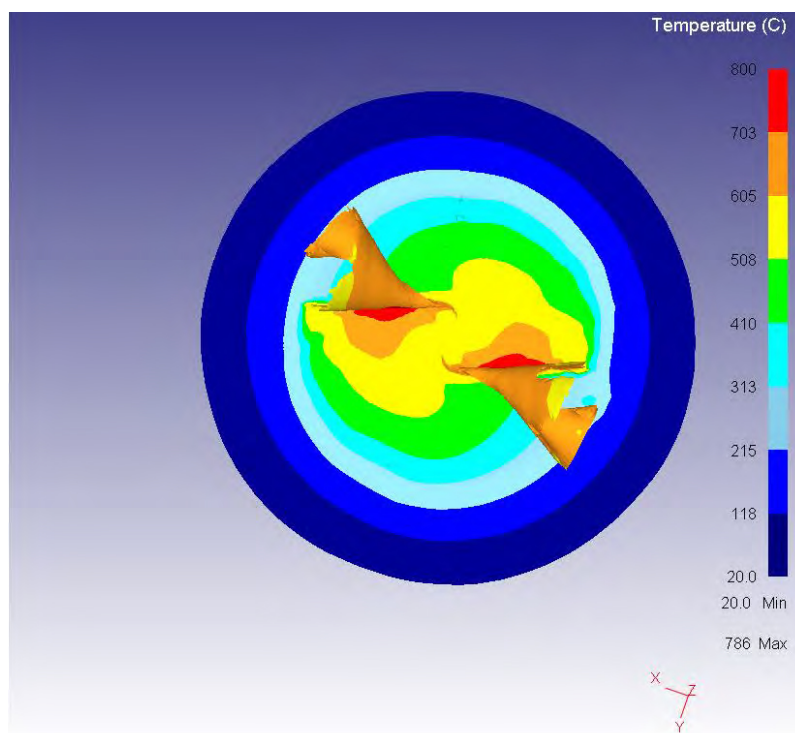


Fig. 3.40 Distribución térmica en el fondo del taladro correspondiente a $V_c=70\text{m/min}$ y $a=0,1\text{mm/rev}$.

En la figura 3.41 se muestran mapas térmicos correspondientes a secciones del material por planos que contienen al eje del taladro y forman un ángulo de 0° , 15° y 60° con la dirección de los filos principales de la broca. En la sección correspondiente a la posición angular del filo principal (ver figura 3.41 [a]), las temperaturas máximas en el material se alcanzan en zonas situadas a una distancia de entre 1,2 y 1,5 mm del eje de la broca. Dichas temperaturas máximas se alcanzan simultáneamente en las zonas de contacto viruta-herramienta y superficie mecanizada-herramienta. Después del paso del filo de la herramienta, la temperatura disminuye bruscamente debido a la disipación de calor al material cercano, obteniéndose una distribución térmica con temperaturas máximas en el material situado en el eje del taladro (ver figuras 3.41 [b] y [c]).

Estos resultados son coherentes con los reflejados por Schulze (et al., 2013), que indican que se alcanzan máximos locales de temperatura en la zona media de los filos principales. No obstante, los resultados de Shulze corresponden a modelos de taladrado profundo en los que la fricción con la pared provoca temperaturas más elevadas en la zona correspondiente a los filos secundarios de la herramienta. Li y Shih (2007), obtienen

temperaturas máximas en la herramienta en zonas intermedias de los filos principales, que corresponderían con elevadas temperaturas también en el material.

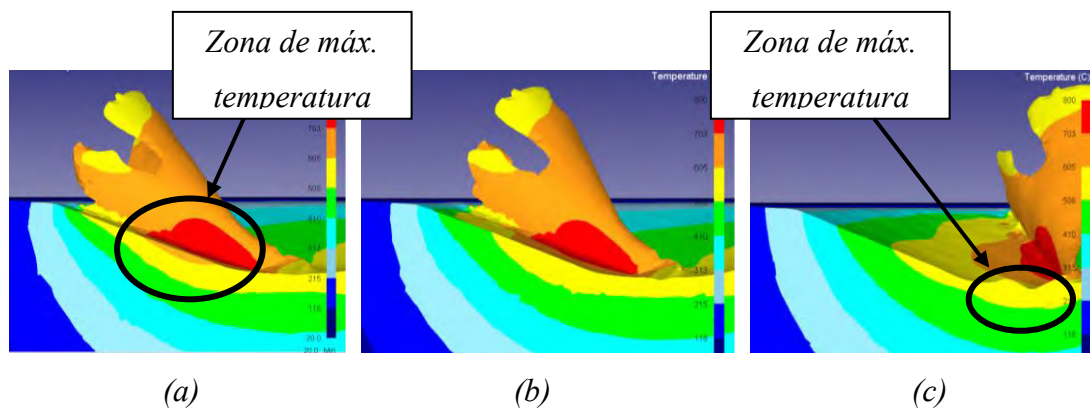


Fig. 3.41 Distribución térmica en el material correspondiente a: (a) Sección por un plano que contiene al filo principal, (b) Sección por un plano que forma 15° con la posición del filo principal y (c) Sección por un plano que forma 60° con el filo principal.

Esta temperatura es obtenida durante las simulaciones de mecanizado con las diferentes velocidades de corte y avances. Tal y como se observa en la figura 3.42, la temperatura máxima en el material estabiliza en un tiempo de corte relativamente corto. En la figura 3.43 se muestran los valores máximos alcanzados para los distintos parámetros de corte considerados.

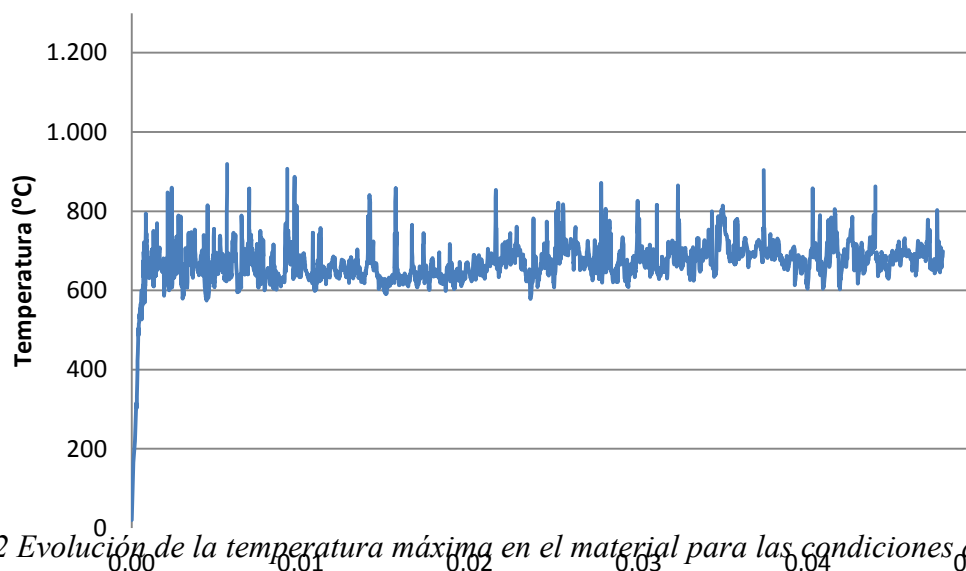


Fig. 3.42 Evolución de la temperatura máxima en el material para las condiciones de corte: 50m/min y 0,1 mm/rev.

50 0,1

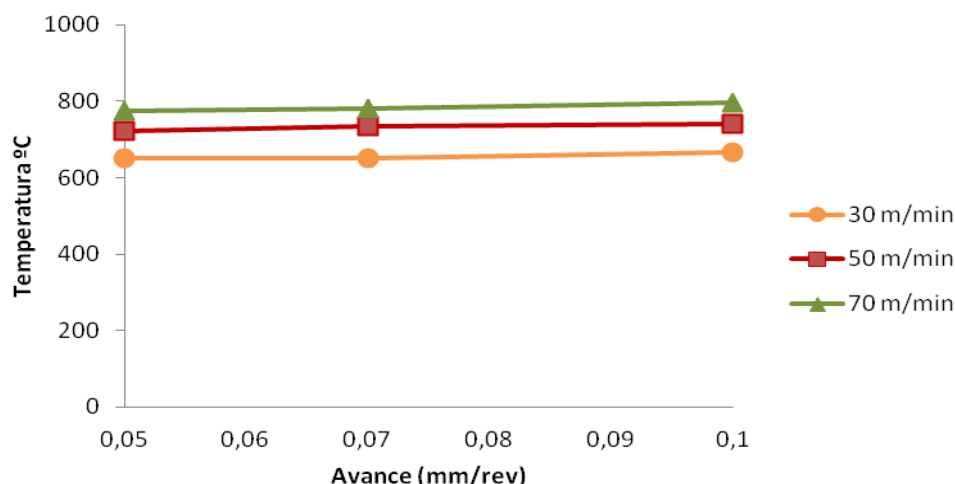


Fig. 3.43 Evolución de la temperatura máxima en el material.

Se observa que la temperatura máxima aumenta para mayores velocidades de corte. Cuando incrementamos la velocidad de corte de 30 m/min, 50 m/min y 70 m/min existe un incremento de entre el 6% y 13%.

Las variaciones de la temperatura máxima con el avance son muy pequeñas (inferiores al 3%).

3.10.3 Distribución térmica en el material.

Como se ha indicado, la modelización del taladrado con una pared de taladro significativa presenta errores importantes debido a la imprecisión geométrica de dicha zona por el mallado insuficientemente denso empleado en las zonas alejadas de los filos. Por ello, únicamente se muestran distribuciones térmicas del material correspondientes al inicio del taladrado (entrada de la punta de la herramienta y realización de un número no muy elevado de revoluciones adicionales).

En el marco de esta tesis doctoral se han realizado diversos estudios en relación con la influencia de la densidad del mallado del material sobre las temperaturas en el mismo en modelos de procesos de formación de viruta (Abad Varela A., 2014). Asimismo, en el grupo FABDIS se han desarrollado también otros trabajos relativos a esta cuestión (N.C. Marín et al., 2010).

En todos los casos se ha observado que los mallados que pueden emplearse en los modelos de corte tridimensionales no son suficientemente densos como para simular los elevados gradientes de temperatura producidos en la zona de formación de la viruta. De esta forma, aunque las temperaturas máximas son muy similares para modelos con mallados con densidades altas o medias (modelos bidimensionales), los modelos con menor densidad (modelos tridimensionales) indican erróneamente que esas elevadas temperaturas se mantienen en zonas del material alejadas de la zona de formación de viruta.

Con objeto de confirmar este aspecto para el modelo de taladrado desarrollado en esta tesis, se van a comparar los resultados de temperatura en el material obtenidos numéricamente, con resultados experimentales obtenidos mediante termopares. Tal y como se describió en el capítulo 2, los valores experimentales corresponden a los valores de temperatura en posiciones del material situadas a 1mm de la pared del taladro.

Para el análisis se consideraron los resultados numéricos y experimentales correspondientes a los parámetros de corte: velocidad de corte 70m/min y avance 0,01mm/rev. Para estas condiciones, la temperatura máxima medida experimentalmente con el termopar situado más cerca de la superficie superior de la pieza fue de 94°C, correspondiente a un incremento de temperatura de 69°C, ya que la temperatura ambiente al realizar los ensayos fue de 25°C.

El modelo numérico con velocidad de corte 70m/min y avance 0,01mm/rev se simuló hasta una profundidad de 1,11mm, correspondiente a un tiempo de corte de 0,18 segundos. En la figura 3.44 se muestra la evolución de la temperatura máxima en el material a 1mm de la pared del taladro respecto a la profundidad de taladrado. Se observa que se alcanza un valor de 152°C, correspondiente a un incremento de temperatura de 132°C (la temperatura inicial en los modelos se estableció en 20°C). Es decir, para un tiempo de corte muy breve, el modelo predice incrementos de temperatura a 1mm de la pared del taladro un 90% mayores que los determinados experimentalmente. Por otra parte, tal y como se observa en la figura 3.44, el valor de temperatura numérico no está estabilizado, por lo que seguiría creciendo para mayores tiempos de corte simulados, incrementándose el error.

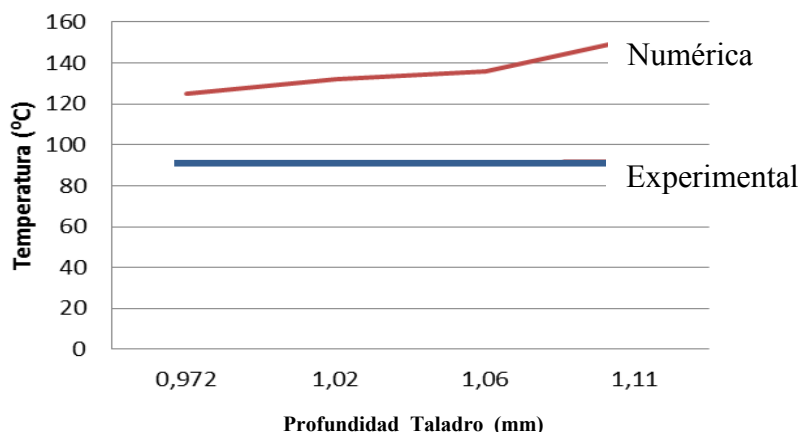


Fig. 3.44 Temperatura máxima del material situado a 1mm de la pared del taladro obtenida experimentalmente y evolución de la temperatura obtenida a partir del modelo numérico; velocidad de corte 70m/min y avance 0,1 mm/rev.

El modelo de taladrado desarrollado no es capaz de predecir adecuadamente el incremento de temperatura del material al alejarse de la zona de corte, y por tanto no permite determinar de forma directa la evolución de la temperatura en el material después de un número elevado de revoluciones. No obstante, el modelo simula correctamente los fenómenos termo-mecánicos implicados en el proceso de formación de viruta, por lo que es válido para determinar los flujos de calor hacia el material. Es posible emplear dichos flujos de calor en un modelo exclusivamente térmico que permitiría determinar la evolución de las temperaturas en el material durante el taladrado y el correspondiente daño térmico.

En el marco de esta tesis doctoral se han realizado distintos trabajos orientados al desarrollo de un modelo numérico térmico como el descrito anteriormente, que se han plasmado en un Trabajo de Fin de Máster (M. A. Relancio R, 2015) y en dos artículos presentados en el Congreso MESIC 2015 (J. Díaz Álvarez et al., 2015; A. Díaz Álvarez et al., 2015). Actualmente se está finalizando la realización de un artículo para su publicación en una revista indexada en JCR. Los resultados preliminares obtenidos son prometedores por lo que la continuación de estos trabajos es una de las principales líneas de trabajo futuro que se proponen en relación con esta tesis.

A continuación se describe la metodología propuesta para la determinación de los flujos térmicos hacia el material a partir de los resultados del modelo numérico de taladrado.

3.11 FLUJO DE CALOR HACIA LA PIEZA DEBIDO A LA ACCIÓN DE LOS FILOS:

La mayor parte del calor generado en los procesos de taladrado en seco actúa provocando el calentamiento de la viruta, y por tanto es eliminado de la zona de corte. El resto del calor es absorbido en su mayor parte por la pieza y por la herramienta, en proporciones que dependen de diversos factores como velocidad de corte, geometría de la herramienta, material de herramienta y pieza, etc. En los procesos de mecanizado sin fluido de corte, la parte de calor que se disipa al ambiente es poco significativa.

En relación con el efecto térmico del taladrado sobre la pieza mecanizada, la acción de los filos de la herramienta provoca un incremento de temperatura en el material debido principalmente a los siguientes factores:

- Deformación del material.
- Rozamiento con la herramienta.
- Flujos de calor por conducción desde las zonas a elevada temperatura de la herramienta y viruta.

Otro efecto térmico relevante que actúa sobre el material en los procesos de taladrado es el flujo de calor hacia la pared del taladro debido a la fricción con la broca, contacto con las virutas a elevada temperatura, etc. El modelo numérico de taladrado desarrollado en esta tesis no es capaz de simular adecuadamente el contacto de la herramienta con la pared del taladro (ver punto 3.7). Por ello, no se aborda la determinación de los flujos de calor correspondientes a dicho contacto y el análisis se limita a la determinación de los flujos de calor hacia el material debidos a la acción de los filos de la herramienta.

Existen estudios que permiten determinar de forma aproximada el porcentaje del calor total generado en la formación de viruta que actúa sobre la superficie mecanizada de la pieza. No obstante estos estudios son principalmente aplicables a procesos de corte ortogonal, o con geometrías de corte no muy complejas, y por tanto, son poco adecuados para su aplicación al análisis de procesos de taladrado.

A partir de los modelos numéricos de taladrado desarrollados es posible determinar, para un determinado intervalo de tiempo, la evolución de las distribuciones de temperatura en el material en las zonas de contacto con los filos o próximas. La variación de temperatura es debida principalmente a la combinación de dos efectos:

- Calor que llega al material, o se genera en el mismo, debido a la acción de los filos.
- Flujos de calor por conducción hacia zonas del material cercanas.

A continuación se describe la metodología establecida para cuantificar el primero de los dos efectos indicados a lo largo de los filos de la broca.

3.11.1 Metodología para la determinación del flujo de calor.

En un proceso de taladrado con broca helicoidal las condiciones en las que se forma la viruta varían a lo largo de los filos de la herramienta debido a que la geometría de corte y la velocidad de corte son variables. Los filos de las brocas helicoidales se descomponen en filo transversal, filos principales y filo secundario (ver figura 3.45). Para la determinación de los flujos de calor hacia el material se dividieron los filos en 8 tramos, considerando que los efectos térmicos a lo largo de cada uno de dichos tramos pueden considerarse constantes y realizándose el análisis correspondiente en las posiciones centrales de cada tramo (ver figura 3.46):

- Filos transversales: Cada filo se dividió en 2 tramos (tramos 1 y 2) de 0,42 mm de longitud.
- Filos principales: Cada filo se dividió en 5 tramos (tramos 3 al 7) de 0,5mm de longitud.
- Filos secundarios: un único tramo (tramo 8) cuya longitud se considera igual a dos veces el avance por filo. La longitud de los filos secundarios de la broca en contacto con la sección de viruta no deformada es igual a la mitad del avance. No

obstante, debido a la deformación del material durante la formación de la viruta, la longitud del filo activa será significativamente mayor. Considerando que en los procesos de corte ortogonal la longitud del contacto viruta-superficie de desprendimiento suele encontrarse en torno a dos veces el espesor de viruta no deformada (N.C. Marín et al., 2010), se ha establecido una longitud activa para el filo secundario de ese mismo orden (en concreto, dos veces el avance por revolución).

La cantidad de calor que actúa sobre el material debido a la acción de los filos de la herramienta se determina a partir del incremento de temperatura correspondiente.

El análisis de la distribución térmica en el fondo del taladro (figura 3.47-a) muestra que en general se produce un brusco incremento de la temperatura del material coincidiendo con el paso de alguno de los filos de la herramienta. Este efecto se observa a lo largo de todo el filo de la herramienta, excepto en el tramo 1 del filo transversal (el más cercano al eje). En esa zona central del fondo del taladro, la temperatura del material es prácticamente constante para un instante determinado y va incrementándose al aumentar el tiempo de corte.

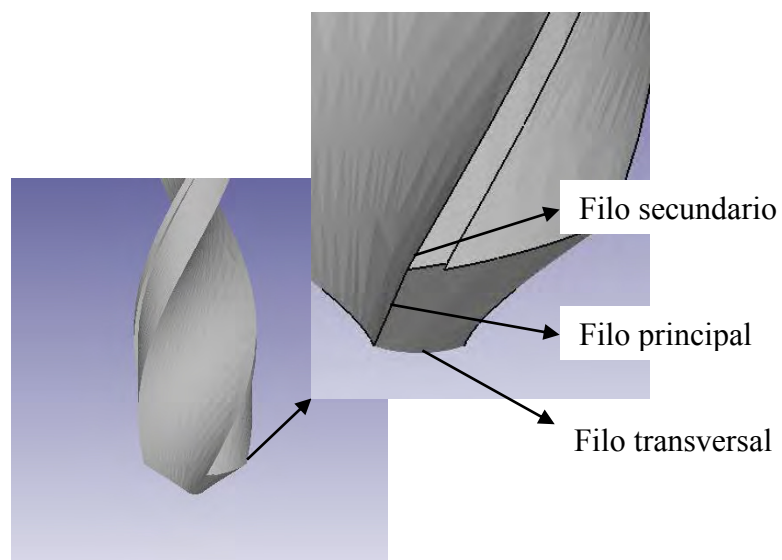


Fig. 3.45 Posiciones de los filos de la punta de la broca.

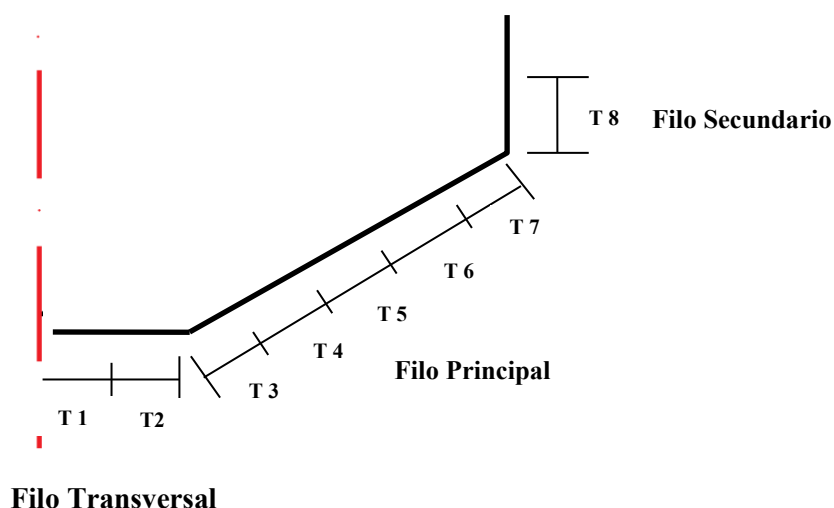


Fig. 3.46 Detalle de los diferentes tramos donde se aplica calor.

En la figura 3.47-b se muestra la distribución térmica en el material correspondiente a una sección perpendicular al filo y que contiene al punto central del tramo nº 4 del mismo para el modelo con velocidad de corte 50m/min y avance 0,1mm/rev. En la figura 3.48 se muestra, para las mismas condiciones de corte, la distribución térmica del material en la pared del taladro. En esta zona actúa el filo secundario de la broca, denominado tramo nº 8.

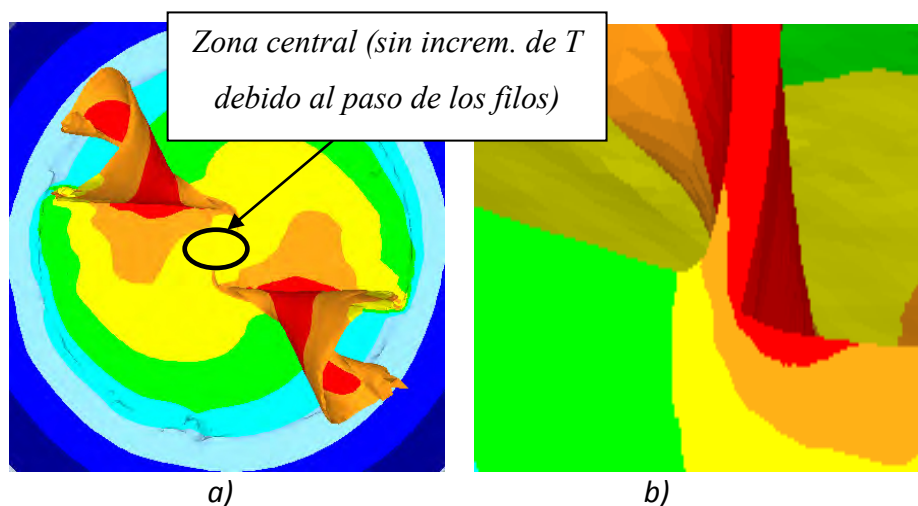


Fig. 3.47 Distribución térmica correspondiente a: (a) Material del fondo del taladro; (b) Sección del material perpendicular al filo que contiene al punto central del tramo 4.

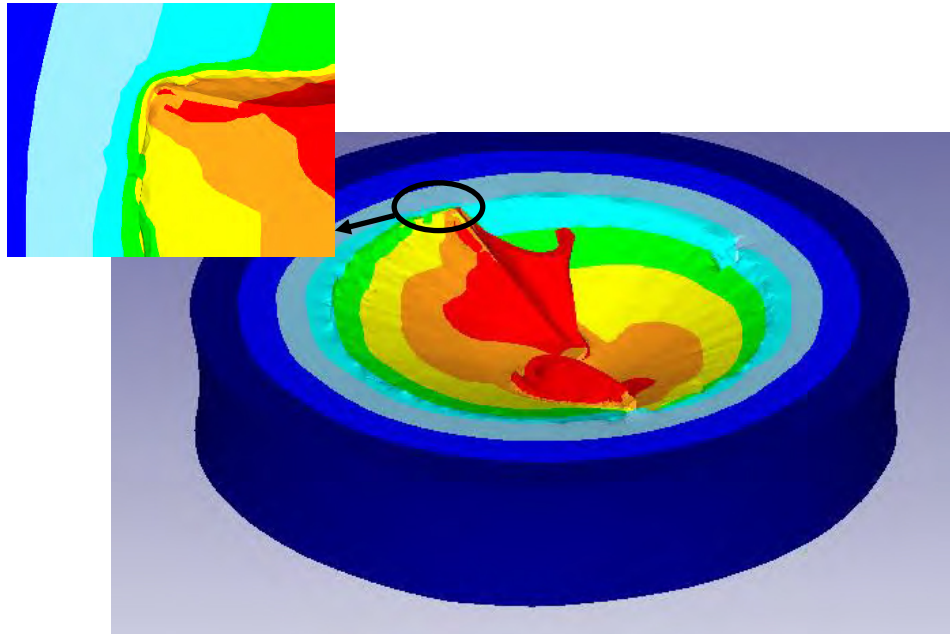


Fig. 3.48 Distribución térmica correspondiente a la pared del taladro (efecto del filo secundario de la broca).

Estas observaciones son coherentes con la teoría básica relativa al proceso de formación de viruta, aplicable a los tramos 2 a 8 del filo. El calentamiento del material mecanizado se debe principalmente a la conducción de parte del calor generado en la zona primaria de formación de viruta (zona de cizalladura). También es debido, aunque en menor medida, a la deformación de una fina capa material de la pieza mecanizada (puede estimarse a partir de los valores de velocidad de deformación del material en la zona de formación de viruta determinados a partir del modelo numérico).

En la zona correspondiente al tramo 1 del filo no se produce propiamente un proceso de formación de viruta, sino un proceso de deformación plástica en el cual la herramienta desplaza al material lateralmente hacia los filos principales. Estas condiciones son coherentes con el incremento progresivo de la temperatura, no localizado en la zona de los filos, observado en los resultados del modelo numérico.

Por ello, se establece una metodología específica para la estimación del calor correspondiente a la acción del tramo 1 de los filos de la broca y otra para la estimación del calor correspondiente a los restantes tramos.

Determinación del flujo de calor hacia el material en los tramos 2 a 8 de los filos:

En la figura 3.49 se muestra la evolución de la temperatura del material debido a la acción del filo correspondiente al punto central del tramo 4 (el comportamiento es similar para los restantes tramos, excepto para el tramo 1). Cada curva corresponde a una profundidad determinada, desde la superficie mecanizada, hasta 0.15mm por debajo de la misma. Los valores mostrados corresponden al caso con velocidad de corte 50m/min y avance 0,1mm/rev. Para las restantes condiciones de corte consideradas se observan efectos térmicos sobre el material análogos.

A una determinada distancia por delante del filo (denominada X), no se observan incrementos de temperatura del material debido al mecanizado significativos, siendo la temperatura inicial similar para las distintas profundidades representadas. Para el caso representado en la figura 3.49, $X=0.3\text{mm}$.

La temperatura máxima se alcanza en el material de la superficie mecanizada en el instante en el que se pierde el contacto con la herramienta (corresponde al valor Distancia=0.3mm en la figura 3.49). El incremento de temperatura debido al mecanizado es menor al aumentar la profundidad. A una cierta profundidad denominada Y , el material no se ve afectado térmicamente por la acción del filo. Para el caso analizado el valor de Y es 0.15mm. Para la determinación de los parámetros X e Y se han considerado no significativas variaciones de temperatura inferiores a 5°C .

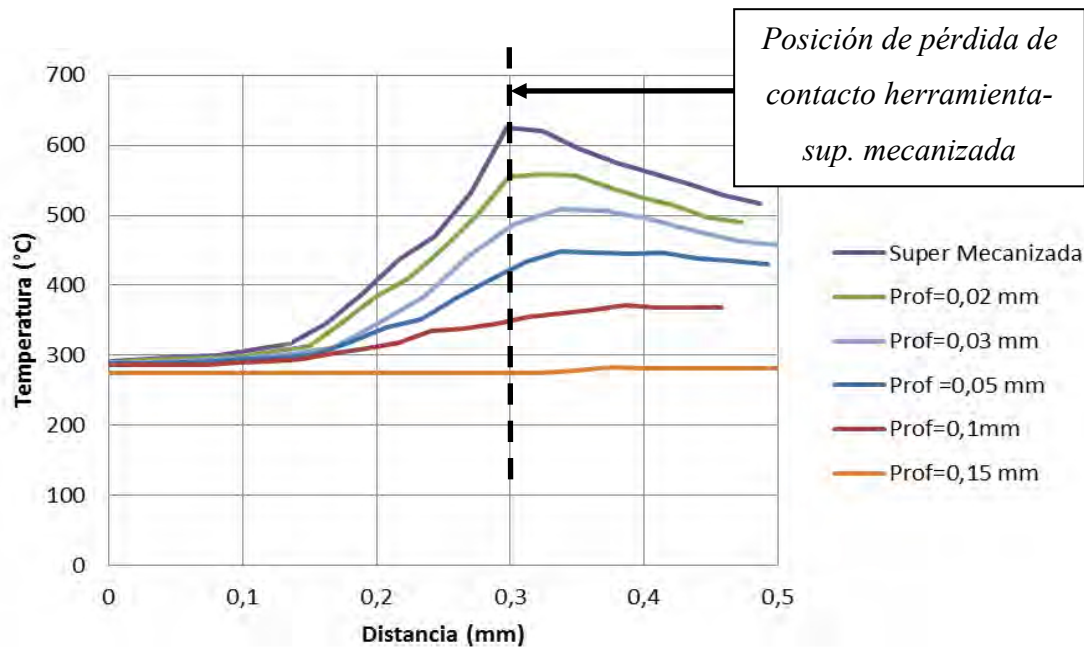


Fig. 3.49 Evolución de la temperatura del material debido a la acción de la herramienta correspondiente al punto central del tramo 4 del filo.

Para la determinación del calor que actúa sobre el material se considera un volumen de control definido por (ver figura 3.50):

- En la dirección del movimiento de corte: material desde la posición del filo hasta una posición adelantada una distancia igual al valor X .
- En la dirección del movimiento de avance: material desde la cota correspondiente a la superficie mecanizada hasta una profundidad Y .
- En la dirección del filo: longitud del tramo de filo analizado (denominada L).

En un incremento de tiempo diferencial (dt) entra en el volumen de control una cantidad de material de longitud (dX), altura Y y profundidad L . Siendo V_c la velocidad de corte, se cumple la expresión:

$$V_c = dX/dt; \quad (Ec. 1)$$

En ese mismo diferencial de tiempo sale del volumen de control una cantidad de material idéntica (dimensiones $dX \cdot Y \cdot L$), pero a mayor temperatura. Se denomina ΔT a la diferencia entre la temperatura de salida y entrada del material en la zona de control.

Por tanto, debido a la acción del filo, ha entrado en el volumen de control un diferencial de calor (dQ) que viene dado por la expresión:

$$dQ = \int_0^Y dX \cdot L \cdot \Delta T \cdot C_{calorif.} \cdot dY; \quad (Ec. 2)$$

Siendo $C_{calorif.}$ la capacidad calorífica del material.

Operando las ecuaciones 1 y 2 se obtiene:

$$\dot{Q} = \frac{dQ}{dt} = V_c \cdot L \cdot \int_0^Y \Delta T \cdot C_{calorif.} \cdot dY; \quad (Ec.3)$$

Siendo \dot{Q} la potencia calorífica que actúa sobre el volumen de control.

Para obtener la potencia calorífica aplicando los resultados del modelo numérico de taladrado se divide el material del volumen de control en profundidad en n capas de espesor Y/n . Para cada una de dichas capas se determina la variación de temperatura entre la entrada y la salida del volumen de control y se aplica la siguiente expresión, derivada de la ecuación 3:

$$\dot{Q} = V_c \cdot \frac{Y}{n} \cdot L \cdot \sum_{i=1}^n (\Delta T_i \cdot C_{calorif.}) \quad (Ec. 4)$$

Siendo ΔT_i el incremento de temperatura del material de la capa i -ésima.

La expresión Ec.4 es aplicable a todos los tramos del filo menos el más cercano al eje de la broca. Sin embargo, al aplicar la metodología descrita a todos los tramos del filo indicados, hay zonas del material cuya temperatura se incrementa debido a la acción del filo y que no han sido consideradas. En concreto, en las zonas en las que cambia la dirección del filo (intersección de los filos transversales con los filos principales e intersección de los filos principales con los filos secundarios). Analizando la magnitud de dichos volúmenes de material no considerados, se ve que este efecto únicamente es significativo en relación con la potencia calorífica correspondiente al filo secundario (tramo 8), que debe incrementarse en aproximadamente un 60% respecto a la obtenida aplicando la Ec.4. Además, parte del calor que afecta al material debido a la acción del filo secundario también se disipa en la dirección opuesta al movimiento de avance de la broca. Por tanto, la potencia calorífica correspondiente al tramo 8 es todavía algo mayor. Se estima que la potencia calorífica correspondiente al tramo 8 es aproximadamente el doble de la obtenida aplicando la expresión Ec.4.

En base a la evolución de la temperatura en el material mostrada en la figura 3.49 se establecen las siguientes simplificaciones en relación con el flujo de calor que actúa sobre el volumen de control del material:

El flujo de calor sobre el material debido al mecanizado actúa únicamente a través de la superficie superior del volumen de control. Esta suposición se fundamenta en:

- Se ha establecido el volumen de control de forma que no existan gradientes térmicos significativos en el material en las superficies más alejadas del filo (superficie izquierda e inferior).
- En la superficie derecha del volumen de control (correspondiente a la posición del filo) sí hay gradientes térmicos (ver figura 3.49). En concreto, en una fina capa del material cercana a la superficie mecanizada la temperatura es mayor dentro del volumen de control por lo que se producirá un flujo de calor hacia el exterior del mismo. En capas a mayor profundidad el gradiente térmico presenta signo contrario por lo que habrá un flujo de calor hacia el interior del volumen de control. Ambos flujos de calor se compensan en parte, dando lugar a un flujo de calor neto que entra en el volumen de control a través de la superficie lateral derecha. Se considera que dicha entrada de calor es despreciable frente al flujo de calor correspondiente a la superficie superior del volumen de control. Esto es debido a que los gradientes de temperatura son mínimos excepto en una zona muy pequeña de dicha superficie lateral. Por otra parte, debido al movimiento de corte, la superficie lateral del volumen de control se aleja de la zona de material a mayor temperatura reduciendo el flujo de calor entrante.

Debido a que la variación de temperatura del material con la distancia al filo es aproximadamente lineal, se considera que el flujo de calor sobre la superficie superior del volumen de control es constante.

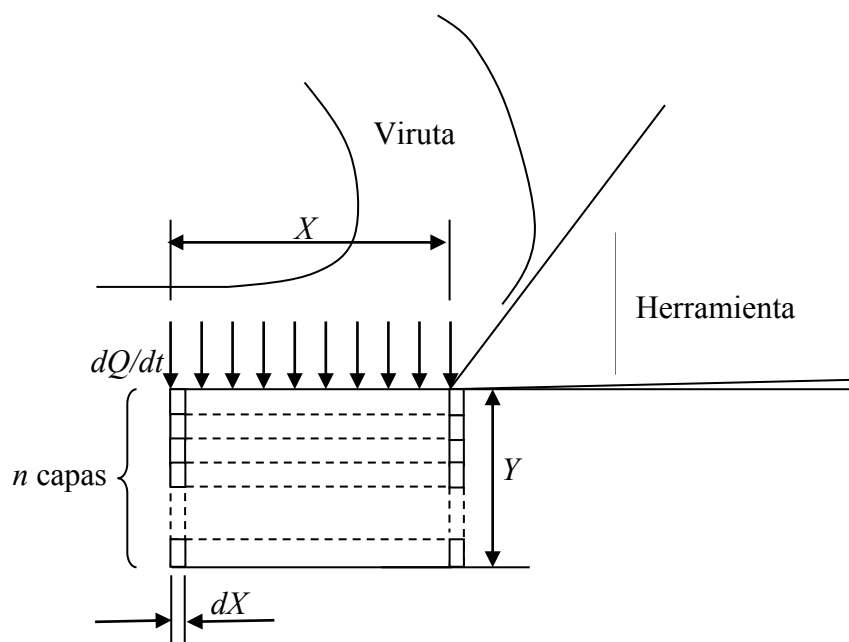


Fig. 3.50 Volumen de control y definición de parámetros empleados para la determinación del flujo de calor que actúa sobre el material en los tramos 2 a 8 de los filos.

Determinación del flujo de calor hacia el material en el tramo 1 de los filos:

Como se indicó anteriormente, en el material más cercano al eje de la broca (correspondiente al tramo 1 del filo) la temperatura es homogénea para el material situado a una misma profundidad. No se produce un calentamiento puntual debido al paso del filo. Por otra parte, la temperatura del material se incrementa progresivamente al aumentar el tiempo de corte.

Se denomina $V_{inicial}$ al volumen de material que se encuentra por debajo del tramo 1 del filo en un instante definido por un tiempo de corte (t_c). Ver figura 3.51. Se denomina V_{final} al volumen de material que queda debajo del Tramo 1 en un instante ($t_c + \Delta t_c$). El calor que ha llegado al material situado bajo el tramo 1 durante el tiempo Δt_c se puede determinar a partir del correspondiente incremento de temperatura. Durante el tiempo de corte considerado, los 2 tramos 1 de la herramienta (correspondientes a ambos filos principales) eliminan parte del material en forma de viruta ($V_{elim.}$). En el cálculo debe incluirse el calor que llegó a ese material debido a la acción de los filos antes de ser eliminado en forma de virutas.

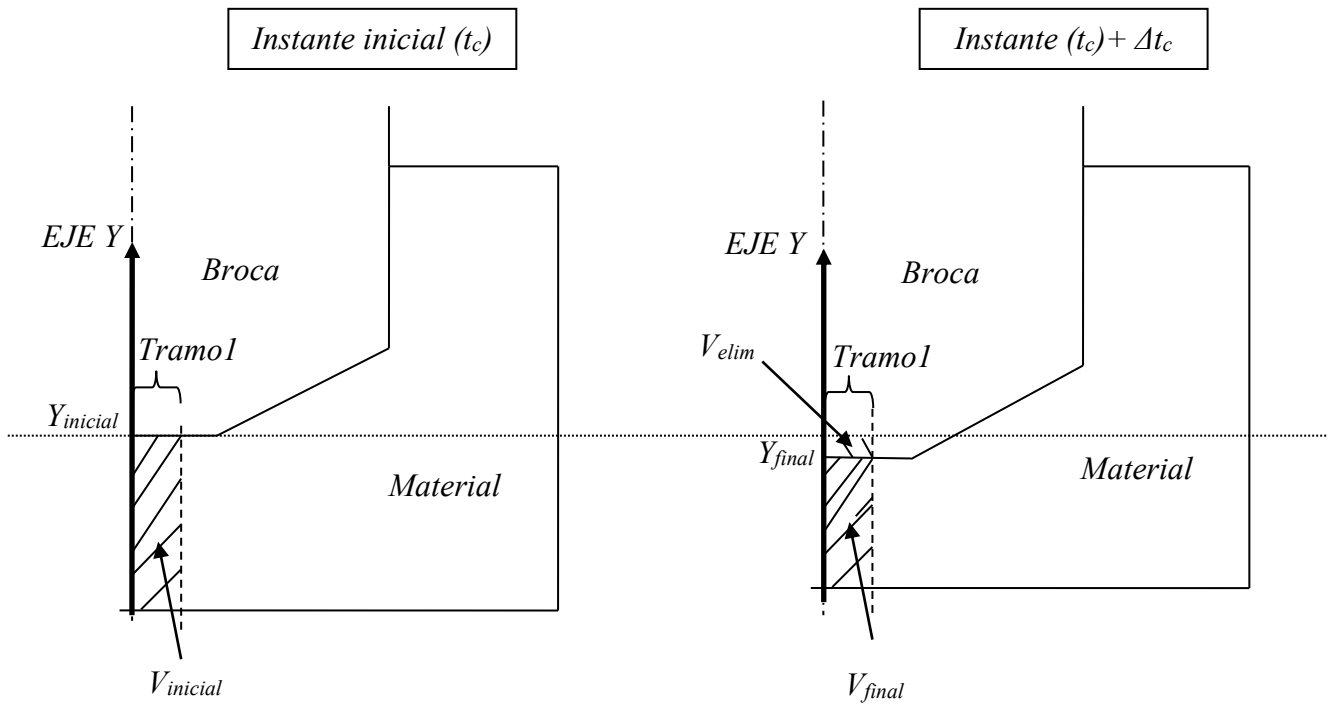


Fig. 3.51 Definición de parámetros empleados para la determinación del flujo de calor que actúa sobre el material en el tramo 1 de los filos.

Para el cálculo del calor que actúa sobre el material, se considera como temperatura del volumen de material eliminado ($V_{elim.}$) la temperatura media del material del fondo del taladro a lo largo del tiempo de taladrado (Δt_c). A dicha temperatura media se le denomina $T_{mediafondo}$. El volumen eliminado por el tramo 1 de cada filo principal ($V_{elim.}/2$), expresado en mm^3 , viene dado por la expresión:

$$\frac{V_{elim.}}{2} = \frac{a_{rev}}{2} \cdot \Delta t_c \cdot (L_{T1})^2 \cdot \frac{1000 \cdot v_c}{D} \quad (Ec. 5)$$

Siendo a_{rev} el avance por revolución en mm, L_{T1} la longitud del tramo 1 del filo en mm, v_c la velocidad de corte en m/min, D el diámetro de la broca en mm.

Considerando un tiempo de corte (Δt_c) suficientemente pequeño, puede suponerse que la potencia calorífica hacia el material es constante:

$$\dot{Q} = \frac{dQ}{dt} = \frac{Q}{\Delta t_c} \quad (Ec.6)$$

Por tanto, la potencia calorífica se obtiene aplicando la expresión:

$$\dot{Q} = \frac{\int_0^{V_{final}} C_{Calorif.} \cdot T_{final} \cdot dV + [C_{Calorif.} \cdot T_{mediafondo} \cdot V_{elim.}/2] - \int_0^{V_{inicial}} C_{Calorif.} \cdot T_{inicial} \cdot dV}{\Delta t_c} \quad (Ec.7)$$

Siendo T_{final} y $T_{inicial}$ las temperaturas en el material correspondientes a los instantes $(t_c + \Delta t_c)$ y t_c respectivamente.

Tal y como muestra la figura 3.52, los gradientes de temperatura en el material situado bajo el tramo 1 de los filos aparecen básicamente en la dirección del eje del taladro, por lo que el calor fluye únicamente en esa dirección. Por tanto, se considera que el material situado bajo el tramo 1 del filo únicamente se ve afectado térmicamente por el calor que actúa sobre el fondo del taladro.

Por otra parte, considerando dicha distribución térmica, la ecuación 7 puede simplificarse obteniéndose la expresión:

$$\dot{Q} = \frac{\int_0^{Y_{final}} C_{Calorif.} \cdot T_{final} \cdot \pi \cdot L_{T1}^2 \cdot dY + [C_{Calorif.} \cdot T_{mediafondo} \cdot V_{elim.}/2] - \int_0^{Y_{inicial}} C_{Calorif.} \cdot T_{inicial} \cdot \pi \cdot L_{T1}^2 \cdot dY}{\Delta t_c} \quad (Ec. 8)$$

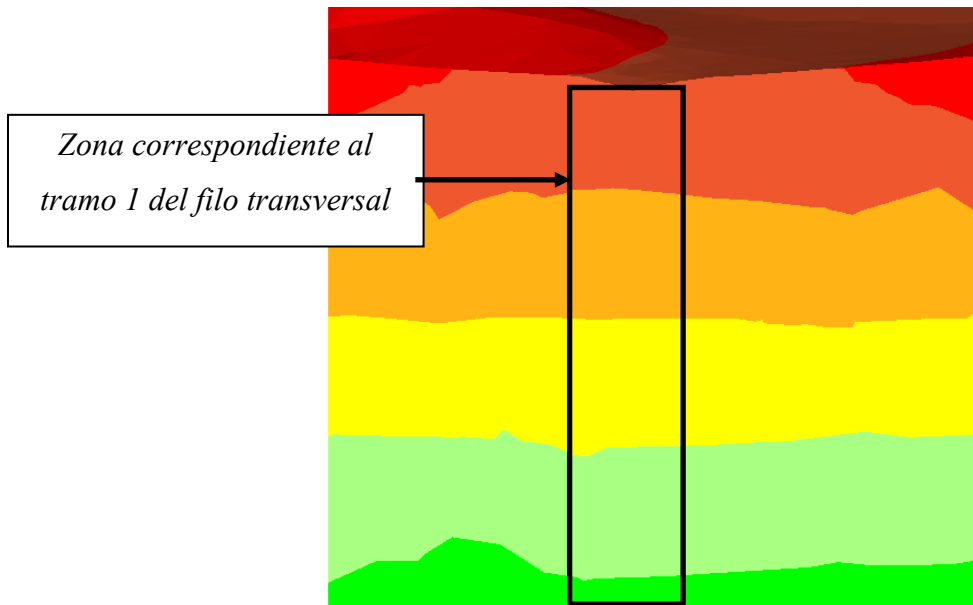


Fig. 3.52 Distribución térmica del material en profundidad.

3.11.2 Estabilización del flujo de calor hacia el material.

En los instantes iniciales del proceso de taladrado se incrementa la temperatura del material debido a los flujos de calor hacia el mismo. Después de un cierto tiempo de corte con la totalidad los filos de la broca mecanizando, las temperaturas en la zona de formación de la viruta y los flujos de calor hacia el material tienden a estabilizarse. Para verificar este aspecto se analizará la evolución de las temperaturas en el material después de simular 1, 2 y 3 revoluciones. En concreto se consideró el modelo correspondiente a las condiciones de corte más agresivas (velocidad de corte y avance máximos: 70m/min y 0,1mm/rev) con un pretaladrado inicial igual a la altura de la punta de la broca.

Tramo 1 (zona del filo transversal más cercana al eje de la broca):

Como se indicó en el apartado anterior, el flujo de calor hacia el material correspondiente al tramo 1 del filo se determina considerando las temperaturas del material para 2 instantes (t_c y $t_c + \Delta t_c$). En los siguientes análisis se consideró el incremento de tiempo de corte correspondiente a un giro de la broca de 0,3 revoluciones.

En la figura 3.53 se muestra el perfil de temperatura correspondiente a 6 posiciones angulares de la broca (0,7, 1, 1,7, 2, 2,7 y revoluciones), siendo las temperaturas correspondientes a profundidad 0 mm las temperaturas del material del fondo del taladro. Para la determinación del flujo de calor se deben analizar:

- Variaciones de temperatura entre las posiciones 0,7 y 1 revoluciones.
- Variaciones de temperatura entre las posiciones 1,7 y 2 revoluciones.
- Variaciones de temperatura entre las posiciones 2,7 y 3 revoluciones.

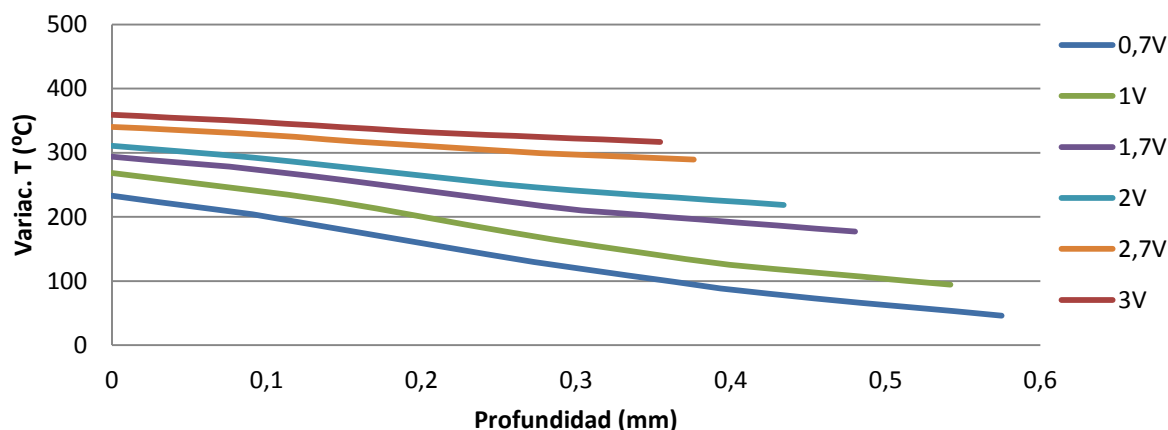


Fig. 3.53 Variación de temperatura en el material debida a la acción del filo correspondiente al punto central del tramo 1 de filo (tramo del filo transversal más cercano al eje de la broca).

En la gráfica se observa claramente un mayor incremento de temperatura en el intervalo de 0,7 a 1 revolución de la broca y variaciones más parecidas para los intervalos 1,7 a 2 y 2,7 a 3 revoluciones. En concreto, los flujos de calor hacia el material obtenidos para el giro de la broca de 1,7 a 2 revoluciones son un 47% menor que los obtenidos para el giro de 0,7 y 1 revoluciones. Sin embargo, los flujos de calor obtenidos para las posiciones 2,7 y 3 revoluciones son únicamente un 15% menores que los obtenidos para 1,7 y 2 revoluciones. Por tanto, se confirma que los flujos de calor hacia el material correspondientes al tramo 1 del filo de la broca tienden a estabilizarse a partir de la simulación de 2 revoluciones.

Tramos 2 a 8 del filo de la broca:

El flujo de calor hacia el material correspondiente a los restantes tramos del filo se determina a partir de la variación de temperatura del material por debajo de la superficie de mecanizado debida a la acción de los filos. En las figuras 3.54a) a 3.54g) se representan las variaciones de temperatura en el material hasta una profundidad de 0,1mm, debidas a la acción del filo. En todos los casos los valores correspondientes a 2 y 3 revoluciones de la broca son similares. Únicamente se observan variaciones algo mayores para el tramo 2 del filo, en relación con el incremento de temperatura en la

profundidad 0mm (superficie mecanizada). Dichas variaciones máximas son inferiores al 13%.

Por tanto, se concluye que después de un número moderado de revoluciones (en torno a 3) puede considerarse que los flujos de calor hacia el material han estabilizado y se obtendrían valores similares si se simulase un mayor número de revoluciones.

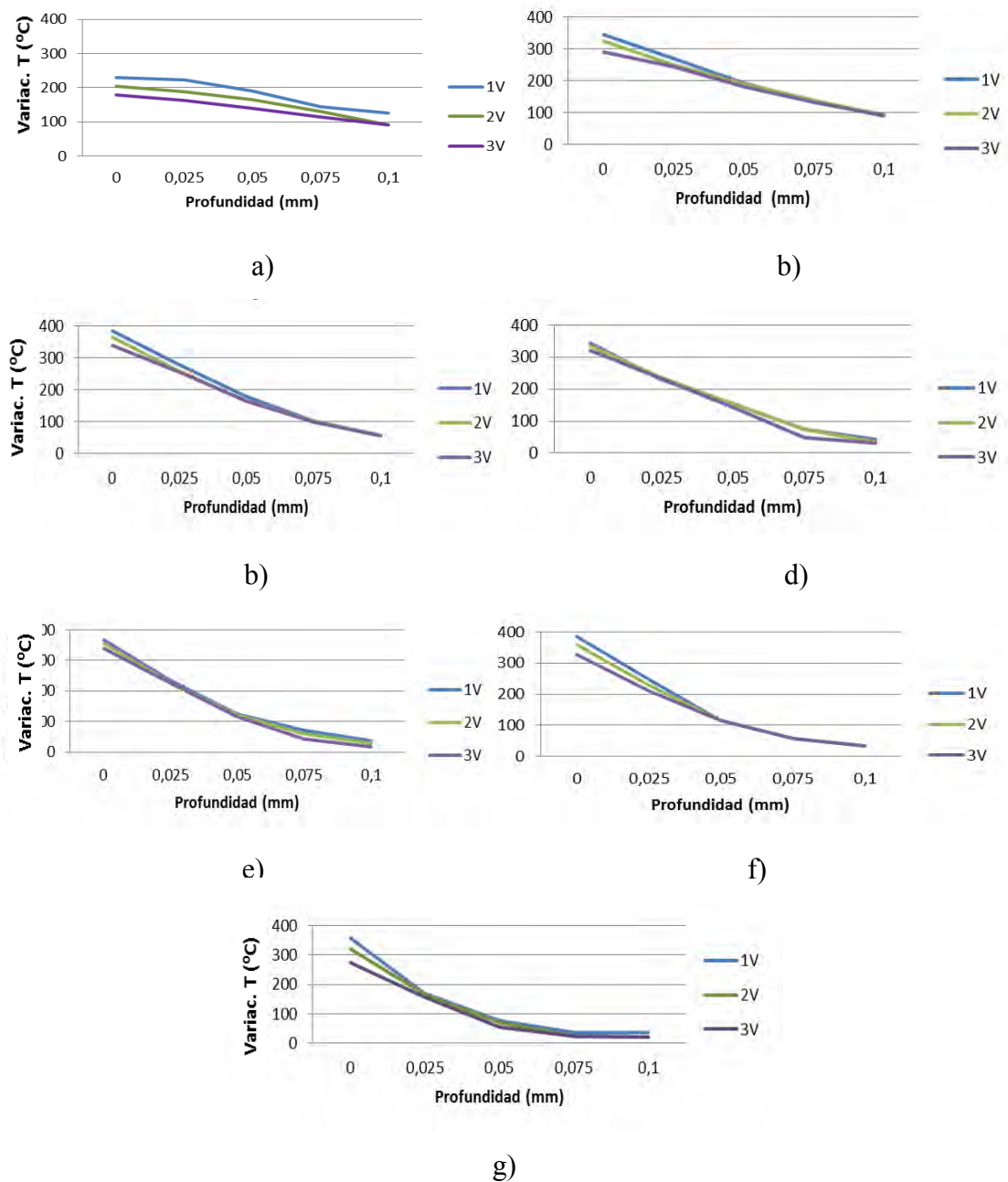


Fig. 3.54 Variaciones de temperatura en el material debida a la acción del filo correspondientes a los puntos centrales de los tramos de filo: a) Tramo 2; b) Tramo 3, c) Tramo 4, d) Tramo 5, e) Tramo 6, f) Tramo 7, g) Tramo 8.

También se observa que en las primeras 3 revoluciones de la broca (antes de la estabilización de los flujos de calor), al aumentar el tiempo de corte, disminuye el flujo de calor hacia el material. Esto es debido en las primeras revoluciones de la broca aumenta la temperatura inicial del material (antes de verse afectado por la acción de los filos), y por tanto, es menor su resistencia a cizalladura y la disipación de calor desde zonas cercanas que se encuentren a mayor temperatura.

3.11.3 Determinación del flujo de calor hacia el material.

Por último, se aplica la metodología establecida a la determinación de los flujos de calor para las condiciones de corte medias (50m/min y 0,07mm/rev) para el instante correspondiente a la simulación de 18 revoluciones de la broca. En ese instante se ha simulado el taladrado correspondiente a la entrada de la punta de la broca más 5 revoluciones. Se ha elegido ese instante por los siguientes motivos:

- La temperatura en el material es representativa de la que se alcanza a lo largo del taladro.
- Se ha formado algo de pared del taladro por lo que puede determinarse el efecto del filo secundario de la broca.
- La pared del taladro es muy poco profunda por lo que la interacción broca-pared del taladro es muy reducida (el modelo no refleja adecuadamente dicha interacción).

Para la determinación del calor correspondiente al tramo más cercano al eje de la broca (tramo 1) se ha considerado el incremento de temperatura del material correspondiente a 1/3 revoluciones de la herramienta (Δt_c igual a 0.008 segundos). Para la determinación del calor correspondiente a los tramos 2 a 8 se ha aplicado la expresión Eq. 4 considerando capas de espesor $Y/n = 0.01\text{mm}$.

En la tabla 11 se indican las potencias caloríficas correspondientes a cada tramo del filo, determinadas para las condiciones descritas.

Tabla 11. Potencia calorífica que actúa sobre el material a lo largo del filo de la broca.

	Tramo 1	Tramo 2	Tramo 3	Tramo 4	Tramo 5	Tramo 6	Tramo 7	Tramo 8
Potencia calorífica (W)	0.02	6.23	41.03	54.84	36.58	39.08	44.73	19.80

Se observa que las potencias caloríficas que actúan, son máximas en los tramos 3, 4 y 7 del filo principal. El tramo 7 corresponde a la zona con máxima velocidad de corte y los tramos centrales del filo a las zonas en las que la temperatura del fondo del taladro alcanzaba temperaturas máximas

3.12 CONCLUSIONES DEL CAPÍTULO.

En este capítulo se ha desarrollado un modelo numérico tridimensional de procesos de taladrado en seco de la aleación Ti6Al4V con broca helicoidal. En general, los modelos 3D requieren gran cantidad de elementos y suponen elevados tiempos de simulación. En concreto, la simulación de procesos de taladrado presenta dificultades especiales debido a la elevada longitud de filo y a las grandes longitudes de mecanizado que es necesario simular para garantizar la estabilización de las variables termomecánicas.

A continuación se presenta las principales conclusiones en relación con el modelo numérico 3D de taladrado y el análisis de los resultados obtenidos.

Definición y validación del modelo numérico 3D:

- Se han analizado distintos mallados del material con elementos tetraédricos empleando una mayor densidad de mallado en la zona correspondiente a la acción de la broca. En algunos de dichos mallados se establecieron condiciones de mallado variable incrementando la densidad del mallado en las zonas con mayores gradientes de las principales magnitudes termomecánicas.
- El mallado que permite obtener mejores resultados es un mallado con densidad variable con tamaño de elemento mínimo 0,02mm y hasta 0,128mm en la zona

correspondiente a la acción de la herramienta. El número total de elementos del modelo es aproximadamente 200.000. Esta malla permite obtener oscilaciones de las fuerzas pequeñas, morfología de viruta y gradientes térmicos en el material realista y menores tiempos de simulación.

- Se han analizado los resultados obtenidos a partir de modelos numéricos con pretaladrado inicial. Se observa que el mallado del material en zonas alejadas de los filos no es suficientemente denso como para reproducir adecuadamente la geometría de la pared del taladro previo. Por ello, la interacción entre la pared del taladro y la faja de la broca es excesiva obteniéndose errores muy elevados en la estimación de fuerza axial y par torsor. Se opta por emplear modelos de corte sin pretaladro.
- El modelo numérico se ha desarrollado para las 9 condiciones de corte consideradas en el trabajo experimental descrito en el segundo capítulo, validándose experimentalmente en base a la fuerza axial y el par torsor obtenidos. Los errores máximos en la fuerza axial son del 11%. El par torsor presenta errores máximos del 15%, excepto para la velocidad de corte 30m/min, para la cual se obtienen errores de hasta el 25%.
- Las diferencias encontradas entre los resultados numéricos y experimentales son moderadas y similares a las reflejadas por otros investigadores en la bibliografía científica. Se considera que los resultados obtenidos presentan una buena correlación con los resultados experimentales dentro del rango de condiciones definidas y que el modelo es válido para el análisis de este tipo de procesos.

Análisis de los resultados numéricos:

- Al aumentar la velocidad de corte se reduce la fuerza axial alcanzándose variaciones del 10% al pasar de 30 a 70m/min. En cuanto a la influencia del avance, al aumentar esta magnitud desde 0,05 hasta 0,1mm/rev, la fuerza axial se incrementa entre un 11% y un 14%.

- El par torsor disminuye al aumentar la velocidad de corte (variaciones de entre el 11% y el 16% al pasar de 30 a 70m/min). Al aumentar el avance entre 0,05mm/rev y 0,1mm/rev el par torsor se incrementa entre un 56% y un 69%.
- El efecto de la velocidad de corte sobre el par torsor y la fuerza axial es debido a que cuanto mayor es la velocidad de corte, menor es el tiempo correspondiente a media revolución. Por ello, elevadas velocidades de corte se relacionan con mayores temperaturas en el material, y por tanto menores valores de la fuerza axial y el par torsor. Los valores numéricos de fuerza axial y par torsor muestran una mayor sensibilidad a variaciones de la velocidad de corte que los resultados experimentales. Esto es debido a que los modelos presentan una baja densidad de mallado del material al alejarse de la zona de corte, lo cual provoca que el tiempo correspondiente a media revolución de la herramienta tenga una gran influencia en la temperatura del material sobre el que actúan los filos.
- Los tiempos de corte simulados son insuficientes para alcanzar temperaturas estabilizadas en la herramienta. La temperatura máxima en el material estabiliza en un tiempo de corte relativamente corto para los distintos parámetros de corte considerados.
- En la zona cercana al eje de la herramienta la temperatura en el material es aproximadamente axilsimétrica (zona correspondiente a la acción del filo transversal de la broca). Sin embargo, en posiciones algo más alejadas del eje, la acción del paso de los filos provoca un brusco incremento de temperatura, alcanzándose temperaturas máximas en zonas de los filos principales situadas a una distancia de entre 1,2 y 1,5 mm del eje de la broca. Después del paso del filo de la herramienta, la temperatura disminuye bruscamente debido a la disipación de calor al material cercano, obteniéndose una distribución térmica con temperaturas máximas en el material situado en el eje del taladro.
- La temperatura máxima en el material aumenta moderadamente al incrementarse la velocidad de corte (incrementos del 6% y 13% al aumentar la velocidad de corte de 30m/min a 50 m/min y 70 m/min respectivamente). La temperatura máxima en el material prácticamente no varía con el avance.

- El modelo de taladrado desarrollado no es capaz de predecir adecuadamente el incremento de temperatura del material al alejarse de la zona de corte, y por tanto no permite determinar de forma directa el daño térmico en el material debido al mecanizado. No obstante, el modelo simula correctamente los fenómenos termomecánicos implicados en el proceso de formación de viruta, por lo que es válido para determinar los flujos de calor hacia el material. Es posible emplear dichos flujos de calor en un modelo exclusivamente térmico que permitiría determinar la evolución de las temperaturas en el material durante el taladrado y el correspondiente daño térmico.
- A lo largo de todo el filo, excepto en la zona más cercana al eje, se produce un brusco incremento de la temperatura del material coincidiendo con el paso de alguno de los filos de la herramienta. En la zona central del fondo del taladro, la temperatura del material es prácticamente constante para un instante determinado y va incrementándose al aumentar el tiempo de corte.
- Se ha desarrollado una metodología que permite, a partir de los incrementos de temperatura del material debido a la acción de los filos, determinar los correspondientes flujos de calor hacia el material. Después de un número moderado de revoluciones (en torno a 3) puede considerarse que los flujos de calor hacia el material han estabilizado y se obtendrían valores similares si se simulase un mayor número de revoluciones.
- Se ha aplicado la metodología establecida a la determinación de los flujos de calor para las condiciones de corte medias (50m/min y 0,07mm/rev). Se han obtenido potencias caloríficas sobre el material máximas en las zonas del filo más alejadas del eje y en la zona central de los filos principales.

CAPÍTULO 4: CONCLUSIONES Y LÍNEAS DE TRABAJO FUTURAS.

4.1 CONCLUSIONES Y APORTACIONES ORIGINALES:

Esta tesis se centra en el análisis térmico del material durante el proceso de taladrado en seco de aleaciones de Ti6Al4V. El trabajo desarrollado se ha basado en una metodología que ha utilizado técnicas experimentales y de modelización numérica del proceso de taladrado.

Conclusiones y aportaciones relativas al trabajo experimental.

Se ha desarrollado y aplicado una metodología de ensayos de taladrado que permite determinar experimentalmente la fuerza axial, el par torsor y la temperatura en 3 posiciones situadas a 1mm de la pared del taladro.

Se han diseñado y fabricado los utillajes específicos requeridos para el posicionamiento y fijación del material, herramienta e instrumentación. También se ha realizado la puesta a punto y verificación del sistema. El análisis de las pruebas de verificación realizadas y de los resultados obtenidos muestra que la metodología desarrollada permite determinar con precisión las magnitudes indicadas.

Mediante la aplicación de la metodología experimental desarrollada se han realizado ensayos de taladrado en seco de la aleación Ti6Al4V empleando 9 condiciones de corte y brocas helicoidales con 2 recubrimientos de herramienta. Los resultados experimentales obtenidos presentan una gran fiabilidad y se corresponden con un amplio rango de condiciones de mecanizado.

El análisis de los resultados experimentales obtenidos ha permitido extraer conclusiones en relación con la evolución de las fuerzas de mecanizado y el daño térmico en el material para distintos parámetros de corte y recubrimiento de broca. Por ello, suponen una aportación novedosa de interés para el conocimiento de los procesos de taladrado en seco del material Ti6Al4V.

A continuación se describen las principales conclusiones relativas al trabajo experimental:

Análisis de la fuerza axial y el par torsor

- Tanto el par torsor como la fuerza axial presentan un crecimiento inicial muy pronunciado que corresponde a la entrada de la punta de la broca. A partir de ese momento, la fuerza axial disminuye debido a la menor resistencia a cizalladura del material por el aumento de la temperatura. Sin embargo, el par torsor crece debido a que el ablandamiento térmico del material se compensa con el rozamiento de la broca con la pared del taladro y la viruta.
- La disminución de la fuerza axial durante el taladrado debida al ablandamiento térmico es moderada (generalmente entre un 5 y un 10%).

- Para el recubrimiento TiAlN/TiN, la interacción de la broca con la pared del taladro provoca un incremento del par torsor de entre el 30% y el 50% del valor del par torsor correspondiente únicamente a la acción de los filos. Para el recubrimiento TiN el efecto de la pared del taladro supone un incremento del par torsor de entre el 40% y el 60%. Esta menor influencia observada para el recubrimiento TiAlN/TiN puede ser debida a que dicho recubrimiento presenta un efecto de escudo térmico que reduce la temperatura de la herramienta y por tanto su dilatación. Por ello, esta herramienta tendrá un menor rozamiento con las paredes durante el taladrado.
- En relación con la fuerza axial y el par torsor correspondientes al momento en el que las esquinas del filo alcanzan la superficie superior del material (actúan en su totalidad los filos de la broca, pero no existe interacción con la pared del taladro) se observa:
 - Las variaciones de la velocidad de corte afectan de forma poco significativa tanto al par torsor como a la fuerza axial (variaciones en general inferiores al 10%).
 - Variaciones del avance tienen un mayor efecto en el par torsor, y en menor medida en la fuerza axial. Incrementos del avance desde 0,05mm/rev a 0,1mm/rev provocan incrementos de la fuerza axial de hasta el 20% e incrementos del par torsor de hasta el 40%.
 - En relación con la influencia del recubrimiento de la broca, se obtienen valores de la fuerza axial inicial generalmente entre un 25% y 40% superiores para la herramienta con recubrimiento TiAlN/TiN. Se considera que estas diferencias tan importantes son debidas al efecto del recubrimiento sobre la geometría de la arista del filo, que será menos aguda para el recubrimiento multicapa. El valor del par torsor correspondiente es similar para ambos recubrimientos (variaciones inferiores al 5%).

Análisis de la temperatura en el material:

- El daño térmico en el material se produce en las zonas que alcanzan máximas temperaturas durante el proceso debido a la acción de los filos de la broca. También es función de la temperatura máxima alcanza durante el proceso y del tiempo durante el cual se mantienen dichas elevadas temperaturas.
- El tiempo a elevadas temperaturas está muy relacionado con la velocidad de avance de la broca. Este efecto no se refleja de forma significativa en las temperaturas medidas en los ensayos debido a que se trata de temperaturas a una distancia de la pared del taladro de 1mm.
- Las temperaturas que alcanza el material son mayores cuanto mayor es la profundidad considerada (mayor distancia a la entrada de la broca). Este efecto es moderado para profundidades medias, observándose temperaturas significativamente más elevadas en posiciones cercanas a la salida de la broca, donde el daño térmico será mayor. El incremento de temperatura al aumentar la profundidad es algo mayor para los ensayos con recubrimiento de herramienta TiN, que en los ensayos con recubrimiento TiAlN/TiN.
- Para los avances 0,07mm/rev y 0,1mm/rev las temperaturas alcanzadas en los ensayos con brocas TiN son significativamente superiores a las correspondientes al recubrimiento TiAlN/TiN. Las menores temperaturas con recubrimiento TiAlN/TiN pueden deberse al efecto de escudo térmico de dicho recubrimiento, que reduce la temperatura de la broca y por tanto su dilatación y fricción con las paredes del material taladrado. Para el avance 0,05mm/rev el elevado tiempo de corte reduce la eficacia del efecto de escudo térmico de dicho recubrimiento y las temperaturas con ambos recubrimientos son muy similares.
- Generalmente, el incremento del avance produce una disminución de las temperaturas medidas por los termopares a 1mm de la pared del taladro. Este efecto es mayor en los ensayos con recubrimiento de broca TiAlN/TiN debido a la influencia del avance sobre la eficacia del efecto de escudo térmico de dicho

recubrimiento.

- El incremento de la velocidad de corte reduce las temperaturas obtenidas en los ensayos, aunque de forma poco significativa. Estas menores temperaturas se deben a la menor duración del proceso de taladrado al aumentar la velocidad de corte.

Conclusiones y aportaciones relativas al modelo numérico.

Se han analizado distintos aspectos relativos a la modelización tridimensional de procesos de taladrado, principalmente en relación con el mallado del material y condiciones de simulación. Asimismo se ha analizado la posibilidad de partir de geometrías de pieza con pretaladrado. En base a las conclusiones obtenidas se ha desarrollado un modelo numérico tridimensional de procesos de taladrado en seco de la aleación Ti6Al4V con broca helicoidal. El modelo ha sido validado experimentalmente obteniéndose una buena correlación en relación con las fuerzas de mecanizado. Por último, se han analizado los resultados numéricos obtenidos correspondientes a distintas magnitudes termomecánicas considerando distintas condiciones de corte.

La modelización tridimensional de los procesos de taladrado presenta una enorme complejidad y está muy limitada por la capacidad de los programas y equipos informáticos disponibles en la actualidad. Existen pocos modelos tridimensionales de este tipo reflejados en la bibliografía especializada. En los trabajos realizados por otros investigadores se establecen mallados con densidades menores y se realizan análisis más parciales en cuanto a magnitudes y condiciones de corte consideradas. Por ello, las conclusiones obtenidas en esta tesis en relación con el desarrollo de este tipo de modelos y el análisis de los resultados numéricos realizado suponen aportaciones relevantes y novedosas en este campo de desarrollo.

Definición y validación del modelo numérico 3D:

- Los modelos numéricos 3D de mecanizado requieren gran cantidad de elementos y suponen elevados tiempos de simulación. En concreto, la simulación de procesos de taladrado presenta dificultades especiales debido a la elevada longitud de filo y a las grandes longitudes de mecanizado que es necesario simular para garantizar la estabilización de las variables termomecánicas.
- En la modelización 3D de taladrado, las densidades de mallado que permiten los programas informáticos de modelización y los equipos de cálculo convencionales disponibles actualmente, son muy inferiores a las que normalmente se emplean en modelización 2D.
- Es preciso establecer mallados del material con el máximo número de elementos con los que permitan trabajar los medios disponibles y emplear densidades máximas en la zona de formación de viruta (densidades de mallado variables). El modelo desarrollado en esta tesis emplea mallado con elementos tetraédricos con tamaños en la zona de corte de en torno a 0,02mm y de hasta 0,128mm en la zona correspondiente a la acción de la herramienta. El número total de elementos del modelo es aproximadamente 200.000. Esta malla permite obtener oscilaciones de las fuerzas pequeñas, morfología de viruta y gradientes térmicos en el material realistas.
- Para simular el taladrado desde una profundidad de 0,4mm hasta 0,9mm (longitud de mecanizado correspondiente al movimiento de avance de 0,4mm) fueron necesarios unos dos meses empleando un PC con procesador Intel(R) Core™2 Quad CPU Q9400 2,67GHz Memoria Ram 8,00 GB.
- El mallado del material en zonas alejadas de los filos no es suficientemente denso como para reproducir adecuadamente la geometría de la pared del taladro. Por ello, la interacción entre la pared del taladro y la faja de la broca es excesiva obteniéndose errores muy elevados en la estimación de fuerza axial y par torsor. El modelo numérico desarrollado no es adecuado para simular el proceso en instantes en los que exista una longitud de pared de taladro grande. Esta conclusión es una aportación novedosa de esta tesis especialmente relevante en relación con la definición de modelos numéricos de taladrado.

- El modelo numérico se ha desarrollado para las 9 condiciones de corte consideradas en el trabajo experimental descrito en el segundo capítulo, validándose experimentalmente en base a la fuerza axial y el par torsor obtenidos. Los errores máximos en la fuerza axial son del 11%. El par torsor presenta errores máximos del 15%, excepto para la velocidad de corte 30m/min, para la cual se obtienen errores de hasta el 25%.
- Las diferencias encontradas entre los resultados numéricos y experimentales son moderadas y similares a las reflejadas por otros investigadores en la bibliografía científica. Se considera que los resultados obtenidos presentan una buena correlación con los resultados experimentales dentro del rango de condiciones definidas y que el modelo es válido para el análisis de este tipo de procesos.

Análisis de los resultados numéricos:

- Al aumentar la velocidad de corte se reduce la fuerza axial alcanzándose variaciones del 10% al pasar de 30 a 70m/min. En cuanto a la influencia del avance, al aumentar esta magnitud desde 0,05 hasta 0,1mm/rev, la fuerza axial se incrementa entre un 11% y un 14%.
- El par torsor disminuye al aumentar la velocidad de corte (variaciones de entre el 11% y el 16% al pasar de 30 a 70m/min). Al aumentar el avance entre 0,05mm/rev y 0,1mm/rev el par torsor se incrementa entre un 56% y un 69%.
- El efecto de la velocidad de corte sobre el par torsor y la fuerza axial es debido a que a mayor velocidad de corte, menor es el tiempo correspondiente a media revolución. Por ello, elevadas velocidades de corte se relacionan con mayores temperaturas en el material, y por tanto menores valores de la fuerza axial y el par torsor. Los valores numéricos de fuerza axial y par torsor muestran una mayor sensibilidad a variaciones de la velocidad de corte que los resultados experimentales. Esto es debido a que los modelos presentan una baja densidad de mallado del material al alejarse de la zona de corte, lo cual provoca que el tiempo

correspondiente a media revolución de la herramienta tenga una gran influencia en la temperatura del material sobre el que actúan los filos.

- Los tiempos de corte simulados son insuficientes para alcanzar temperaturas estabilizadas en la herramienta. La temperatura máxima en el material estabiliza en un tiempo de corte relativamente corto para los distintos parámetros de corte considerados.
- En la zona cercana al eje de la herramienta la temperatura en el material es aproximadamente axilsimétrica (zona correspondiente a la acción del filo transversal de la broca). Sin embargo, en posiciones algo más alejadas del eje, la acción del paso de los filos provoca un brusco incremento de temperatura, alcanzándose temperaturas máximas en zonas de los filos principales situadas a una distancia de entre 1,2 y 1,5 mm del eje de la broca. Después del paso del filo de la herramienta, la temperatura disminuye bruscamente debido a la disipación de calor al material cercano, obteniéndose una distribución térmica con temperaturas máximas en el material situado en el eje del taladro.
- La temperatura máxima en el material aumenta moderadamente al incrementarse la velocidad de corte (incrementos del 6% y 13% al aumentar la velocidad de corte de 30m/min a 50 m/min y 70 m/min respectivamente). La temperatura máxima en el material prácticamente no varía con el avance.
- El modelo de taladrado desarrollado no es capaz de predecir adecuadamente el incremento de temperatura del material al alejarse de la zona de corte, y por tanto no permite determinar de forma directa el daño térmico en el material debido al mecanizado. No obstante, el modelo simula correctamente los fenómenos termomecánicos implicados en el proceso de formación de viruta, por lo que es válido para determinar los flujos de calor hacia el material. Es posible emplear dichos flujos de calor en un modelo exclusivamente térmico que permitiría determinar la evolución de las temperaturas en el material durante el taladrado y el correspondiente daño térmico. Cabe destacar esta conclusión por su relevancia para la aplicación de este tipo de modelos al análisis del daño térmico en el

material en procesos de taladrado.

- Se ha desarrollado una metodología que permite, a partir de los incrementos de temperatura del material debido a la acción de los filos, determinar los correspondientes flujos de calor hacia el material. Después de un número moderado de revoluciones (en torno a 3) puede considerarse que los flujos de calor hacia el material han estabilizado y se obtendrían valores similares si se simulase un mayor número de revoluciones. No se han encontrado referencias a ninguna metodología similar para la determinación de los flujos de calor hacia el material a partir de los resultados de un modelo numérico. Generalmente, para este tipo de análisis se consideran condiciones de corte ortogonal (análisis bidimensionales) que son poco aplicables a procesos de taladrado. Por tanto, también es destacable el interés y novedad de esta aportación.
- Se ha aplicado la metodología establecida a la determinación de los flujos de calor para las condiciones de corte medias (50m/min y 0,07mm/rev). Se han obtenido potencias caloríficas sobre el material máximas en las zonas del filo más alejadas del eje y en la zona central de los filos principales.

4.2 LÍNEAS DE TRABAJO FUTURO:

Debido a la complejidad del estudio abordado en esta tesis, se han presentado diversas líneas de trabajo que podrían continuar desarrollándose. A continuación se indican las que se consideran de mayor interés:

- Mejora del sistema de medida de temperaturas en el material orientado a obtener la temperatura en la pared del taladro, o al menos a distancias menores, para conseguir información más directamente relacionada con el daño térmico en el material debido al mecanizado.
- Análisis microestructural y de microdureza de la pared del taladro para profundizar en la determinación del efecto del mecanizado sobre la integridad superficial de la pieza.
- Determinación experimental de la ecuación constitutiva del material ensayado y aplicación de la misma la modelo numérico para mejorar la correlación de los resultados obtenidos.
- Emplear sistemas y programas informáticos más potentes que permitan desarrollar modelos numéricos con mayores densidades de mallado para obtener resultados con una mejor correlación con los valores experimentales.
- Desarrollo de un modelo térmico del material que simule los flujos de calor que actúan durante el proceso de taladrado y permita determinar la evolución de las temperaturas y el correspondiente daño térmico debido al mecanizado.
- Extensión del numérico y experimental realizado a otros parámetros de corte, condiciones de refrigeración, materiales taladrados y geometrías y recubrimientos de herramienta.

4.3 PUBLICACIONES EN CONGRESOS Y REVISTAS.

J. De La Cruz Hernández, J.L. Cantero Guisández, J. Díaz Álvarez, M.H. Miguélez Garrido, Análisis de estrategias de mallado para modelizar en 3D procesos de taladrado en Ti6Al4V, XIX Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica, Castellón. Noviembre de 2012.

J.Díaz-Álvarez-Álvarez-Álvarez, J.L. Cantero, J.A. De La Cruz, H. Miguélez, Análisis numérico 3D de las magnitudes termomecánicas relacionadas con el desgaste de entalla en procesos de mecanizado en seco de Inconel 718, XIX Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica, Castellón, Noviembre de 2012.

J.Díaz-Álvarez-Álvarez-Álvarez, J.L. Cantero, J.A. De La Cruz, H. Miguélez, 3D Numerical analysis of a dry turning processes of Inconel 718. Workshop, 2-4 May, 2012, Poznan.

J. Díaz Álvarez, J.A. de la Cruz Hernández, A. Díaz Álvarez, J.L. Cantero Guisández. Numerical modelling of the thermal effects on material in drilling processes Ti6Al4V Alloy, Proceedings of the 6th Manufacturing Engineering Society International Conference – Barcelona – July 2015.

A. Díaz Álvarez(1), J.A. de la Cruz Hernández, J. Díaz Álvarez, J.L. Cantero Guisández, Estimation of Thermal Effects in Dry Drilling of Ti6Al4V, Proceedings of the 6th Manufacturing Engineering Society International Conference – Barcelona – July 2015.

J. de la Cruz Hernández, J.L. Cantero Guisández, M.H. Miguélez, 3D modelling of dry drilling processes Ti6Al4V, Journal of Materials Processing Technology, (*en revisión*)

J.A. de la Cruz Hernández, J.L. Cantero Guisández, M.H. Miguélez, J. Díaz Álvarez Experimental and Numerical Thermal Analysis in Dry Drilling of Ti6Al4V, (*en elaboración*)

4.4 REFERENCIAS.

(A. Jawaid et al., 1999) A. Jawaid, c.h. che haron y a. Abdullah j. Mater. Process. Tech. 92 (1999), 329-334.

(Abad Varela A. 2014) “Análisis de la influencia del mallado en la simulación mediante elementos finitos de un proceso de corte ortogonal de inconel 718” PFC, Universidad Carlos III de Madrid, 2014.

(Agapiou and DeVries) J.S. Agapiou, M.F. DeVries, On the determination of thermal phenomena during a drilling process—part I, analytical models of twist drill temperature distributions, International Journal of Machine Tools and Manufacture 30 (1990), 203–215.

(Agapiou and DeVries) J.S. Agapiou, M.F. DeVries, On the determination of thermal phenomena during a drilling process—part II, comparison of experimental and analytical twist drill temperature distributions, International Journal of Machine Tools and Manufacture 30 (1990), 217–226.

(Armarego and Cheng, 1972) E.J.A. Armarego, C.Y. Cheng, Drilling with flat rake face and conventional twist drills—I. theoretical investigation, International Journal of Machine Tools and Manufacture 12 (1972), 17–35.

(Armarego and Cheng, 1972) E.J.A. Armarego, C.Y. Cheng, Drilling with flat rake face and conventional twist drills—II. experimental investigation, International Journal of Machine Tools and Manufacture 12 (1972), 37–54.

(ASM Handbook of materials, 1990) ASM Handbook of Materials. Vol. 2: Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials, 1990, ASM International.

(Bailey, 1975) J.A. Bailey, Friction in metal machining-Mechanical aspects, *Wear*, 31 (1975), 243-275.

(Boothroyd, 1989) G. Boothroyd, Fundamentals of machining and machine tools, second edition, Marcel Dekker, New York, 1989.

(Boyer et al, 1996) R.r. Boyer, *mat. Sci. Eng. A* 213 (1996), 103-114.

(C.h. Che-haron et al 2001) C.h. Che-haron, *J. Mater. Process. tech.* 118 (2001) 231-237.

(Cantero et al 2005) Cantero, J., Tardío, M., Canteli, J., Marcos, M., and Miguélez, M.. Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2005; 45 (11): 1246–1255.

(Ceretti et al, 1996) E. Ceretti, P. Fallbohmer, W.T. Wu, T. Altan, Application of 2D FEM to chip formation in orthogonal cutting, *Journal of Materials Processing Technology*, 59 (1996), 169-180.

(Childs et al, 2000) T.H.C Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane, *Metal machining: theory and applications*, Elsevier, 2000.

(Coromant, 2003) Coromant Sandvick. 2003 “Modern metal Cutting” Departamento de publicaciones tecnicas. Coromant Sandvik.

(C. MacCormack et al, 2002) 2D and 3D finite element analysis of a three stage forging sequence, *Journal of Materials Processing Technology* 127 (2002) 48–56.

(De Lacalle et al 2000) L.n. López de lacalle, j. Pérez, j.i. Llórente y j.a sánchez., *j. Mater. Process. Tech.* 100 (2000), 1-11.

DEFORM3DTMv.6.1 user's Guide, 2010.

(Díaz-Álvarez et al, 2014) J. Díaz-Álvarez, A. Olmedo, C. Santiuste and M.H. Miguélez. Theoretical Estimation of Thermal Effects in Drilling of Woven Carbon Fiber Composite. *Materials* 7, 2014.

(Donachie, 1982) Donachie, M. J., 1982, Titanium and titanium alloys, American Society for Metals, 3-19.

(Dolinsek S, 2003) Dolinsek S. Work-hardening in the drilling of austenitic stainless steels. J Mater Process Technol 2003;133: 63–70.

(Dornfeldl et al, 2001) D.A. Dornfeldl, J.S. Kim, H. Dechow, J. Hewson, L.J. Chen, “Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V”, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Volume 18, Number 4 / August, 2001, 235-241.

(D. Biermann et al, 2012) Thermal Aspects in Deep Hole Drilling of Aluminium Cast Alloy Using Twist Drills and MQL, Procedia CIRP 3 (2012), 245-250.

(D. Biermann et al, 2013) Modeling and simulation of heat input in deep-hole drilling with twist drills and MQL. Procedia CIRP 8 (2013), pp. 87-92.

(E.A. Rahim et al, 2011) E.A. Rahim, H.Sasahara, A study of the effect of palm oil as MQL lubricant on high speed drilling of titanium alloy, Tribology International 44 (2011) 309-317.

(EzuGWU et al, 2003) E.O. EzuGWU, J. BONNEY Y Y. YAMANE J. Mater. Process. Tech. 134 (2003), 233-253.

(Fan et al, 2009) Fang, N.; Wu, Q.; A comparative study of the cutting forces in high speed machining of Ti-6Al-4V and Inconel 718 with a round cutting edge tool"; Journal of Materials Processing Technology, vol. 209, pp.4385–4389; 2009; ISSN 0924-0136.

(Filice et al, 2007) L. Filice, F. Micari, L. Settineri, D. Umbrello, Wear modelling in mild steel orthogonal cutting when using uncoated carbide tools, Wear, 262 (2007), 545-554.

(Fischer, 2009) Chris Fischer, Runtime and accuracy issues in three-dimensional finite element simulation of machining, International Journal of Machining and Machinability of Materials, 6 (1/2) (2009), 35-42.

(G. Byrne et al 1993) g. Byrne y e. Scholta., ann. Cirp 42 (1993), 471-474.

(Gadala, 2004). M. S. Gadala, Recent trends in ALE formulation and its applications in solid mechanics, Computer Methods in Appl. Mech. and Eng. 193 (39-41), (2004), 4247-4275.

(Groover, 1997) Groover, M. 1997 “Fundamentos de manufactura moderna, materiales, procesos y sistemas” Editorial Prentice Hall.

(Guo, Y.B et al, 1998) Guo, Y.B., Dornfeld, D.A. Finite Element analysis if drilling burr minimization with a back up material. Proceedings of the XXVI NAMRC Conference, 1998; p. 207-212.

(Guo, Y.B et al, 2000) Guo, Y.B., Dornfeld, D.A. Finite Element Modelling of Drilling Burr Formation Process. Journal Manufacturing Science and Enginnering. 2000; 122: 612-619.

(H. Miguelez et al, 2006). H. Miguelez, R. Zaera, A. Rusinek, A. Moufki and A. Molinari, Numerical modelling of orthogonal cutting: Influence of cutting conditions and separation criterion, Journal de Physique IV (134) (2006), 417-422.

(H. Schulz et al, 1992) H. Schulz, T. Moriwaki, High-speed machining, CIRP Annals 41 (1992), 637–645.

(Holt et al, 1995) R.x holt, a.k. Koul, l. Zhao, w. Wallace, j.c. Beddoes y j.r immarigeon, mater. Charact. 35 (1995), 41-67.

(Hseih HF, 1992) Hseih HF. Investigation of the thrust and torque generated during drilling Processes. MSc thesis, University of Maryland, USA; 1992.

(J. Gardner et al 2006) Finite element modeling of drilling using deform, NFS Grant DMI-0300549, (2006).

(J. Strenkowski et al, 2004) J. Strenkowski, C.C. Hsieh, A.J. Shih, An analytical finite element technique for predicting thrust force and torque in drilling, International Journal of Machine Tools and Manufacture 44 (2004), 1413–1421.

(J. Sun et al, 2008) J. Sun et al, 2008, A new multi-view approach to characterize 3D chip morphology and properties in end milling titanium Ti–6Al–4V, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Volume 48, Issues 12–13, October 2008, 1486-1494.

(Kalpakjian et al., 2002) Kalpakjian, S.; Schmid, S. 2002 “Manufactura, ingeniería y tecnología” Pearson Educación. ISBN: 970-26-0137-1 Version en español de la obra “Manufacturing Engineering and Technology, Fourth Edition”.

(Kato, 2000) Koji Kato, Wear in relation to friction-a review, Wear, 241 (2000), 151-157.

(Kim, 1998). Jinsoo Kim, “Preliminary Experiment of Drilling Burr Formation in Titanium Alloy”, laboratory for manufacturing automation, university of california, berkeley, research reports (1998-1999).

(Klocke 1997) f. Klocke, g. Eisenblätter, annals of the cirp vol. 46/2/1997.

(L. de Lacalle et al, 2004) Lopez de la calle Marcaide, Luis Norbeto. Mecanizado de alto rendimiento, Ediciones Técnicas Izaro (2004).

(Lei et al, 2002). S. Lei, w liu, int. J. Moch. Tool manu. 42 (2002), 653- 661.

(Marusich & Ortiz, 1995) T. D. Marusich and M. Ortiz, Modeling and simulation of high-speed machining, Inter. J. Numer. Methods Eng. 38 (1995), 3675-3694.

(Marusich & Ortiz, 1995) T. Shirakashi and E. Usui, Simulation analysis of orthogonal metal cutting process, J. Japan Soc. Prec. Eng. 42 (5) (1976), 340-345.

(Merchant, 1945) Merchant, M. 1945 “Mechanics of metal cutting and type 2 chip” Journal of Applied Physics. Vol. 16, 267-318

(Movahhedy et al, 2000) M. Movahhedy, M. S. Gadala and Y. Altintas, Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary Lagrangian–Eulerian finite-element method, *J. Mater. Process. Technol.* 103 (2000), 267-275.

(N Narutaki et al, 1997) N Narutaki, Y Yamane, S Tashima, H Kuroki, A new advanced ceramic for dry machining *Ann. CIRP*, 46 (1) (1997), 43–48.

(Nouari M et al, 2003) Nouari M, List G, Girot F, Coupard D. Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. *Wear* 2003;255: 1359–68.

(N.C. Marín et al, 2010). Marín Calvo, N: “Análisis termomecánico de la influencia del desgaste geométrico de las herramientas en procesos de corte ortogonal de aceros inoxidables austeníticos”. Tesis doctoral, Universidad Carlos III de Madrid, 2010.

(Ohkubo et al, 2000). C. Ohkubo, i. Watanabe, j.r ford, h. Nakajima, t. Hosoi y t. Okabe, *biomaterials* 21 (2000), 421-428.

(Ozden isbilir et al, 2011) Ozden Isbilir, Elaheh Ghassemieh, Finite Element Analysis of Drilling of Titanium Alloy, *Procedia Engineering* 10 (2011), 1877–1882.

(P.S Sreejith, et al, 2000), P.S Sreejith, B.K.A Ngoi, Dry machining: Machining of the future. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 101, Issues 1–3, 14 April 2000, 287-291.

(P.S. Sreejith et al 2000) P.S. Sreejith y B.k.a. Ngoi, *J. Mater. Process. Tech.* 101 (2000), 287-291.

(Rui Li et al 2007) Rui Lia, Parag Hegdeb, Albert J. Shiha, High-throughput drilling of titanium alloys. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 47, (2007), 63-67.

(S. Hong et al 2001) S. Hong, y. Ding, w. Jeong, *int. J. Mach. Tool manu.* 41 (2001), 2271-2285.

(S. Lei et al, 2002) S. Lei, W. Liu, High-speed machining of titanium alloys using the driven rotary tool, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (2002), 653–661.

(S. Sharif et al, 2011) Sharif, E.A. Rahim Performance of coated- and uncoated-carbide tools when drilling titanium alloy—Ti–6Al4V Original Research Article *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 185, Issues 1–3, 30 April 2007, 72-76.

(Sandvik coromant, 1991) Sandvik Coromant, aerospace frame. Application guide (1991) 30a5.

(Strenkowski & Carrol, 1985) J. S. Strenkowski and J. T. Carroll, A finite element model of orthogonal metal cutting, *ASME J. Engineering for Industry* 107 (1985), 346–354.

(Strenkowski JS et al, 2004) Strenkowski JS, Shih AJ, Lin J. An analytical finite element model for predicting thrust force and torque in drilling. *Int JMach Tools Manufact* 2004;44: 1413–21.

(S Tirelli et al, 2014) Experimental comparison between traditional and cryogenic cooling conditions in rough turning of Ti-6Al-4V. *Key Engineering Materials* 2014; 611: 1174-1185.

(Sun y Guo, 2008) Sun J. and Guo Y. B. A New Multi-View Approach to Characterize 3D Chip Morphology and Properties in End Milling Titanium Ti-6Al-4V. *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2008; 48: 1486-1494.

(T. kitagawa et al, 1997) T. Kitagawa, A. Kubo y K. Maekawa, *wear* 202 (1997), 142-148.

(Trent y Whrigt, 2000) Trent, E.; Wright, P. 2000 “Metal Cutting” Butterworth-Heinemann, 225 Wildwood Avenue, Woburn.

(V. Schulze et al, 2013) 3D-FE-Modelling of the Drilling Process – Prediction of Phase, Transformations at the Surface Layer, *Procedia CIRP* 8 (2013), 33–38.

(Wallace y Boothroyd, 1964) P.W. Wallace, G. Boothroyd, Tool forces and tool-chip friction in orthogonal machining, *Journal of Mechanical Engineering Science*, 6 (1964) 74-87.

(Watson, 1985) A.R. Watson, Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results. I initial cutting lip model, *International Journal of Machine Tool Design and Research* 25 (1985), 347–365.

(Xu et al 2002) J.h. Xu y o.s. Geng j. *Mater. Process. Tech.* 129 (2002), 190-192.

(Z.Y. Wang et al 2000) Z.Y. wang y k.p. rajurkar, *wear* 239 (2000), 168-175.

(Zeilmann et al, 2006) Rodrigo Zeilmann and Walter Weingaertner, “Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant”, *Journal of Materials Processing Technology*, 179 (2006), 124-127.

(Zienkiewicz y Kakino), 1971 O. C. Zienkiewicz, *The finite element method in Engineering Science*, McGraw- Hill, London (2nd Ed), 1971.